

ANTÓNIO MANUEL RINCÓN DE AGUIAR VIEIRA
(Eng^o Metalúrgico, Mestre em Eng^a Mecânica)

**ASPECTOS TERMO-MECÂNICOS NA
MAQUINAGEM POR ABRASÃO DE
MATERIAIS DE CONSTRUÇÃO MECÂNICA**

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia da Universidade do Porto para
obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica
Dezembro de 2004

Agradecimentos:

Ao Professor António Paulo Monteiro Baptista, meu orientador pelo seu empenhado interesse na orientação deste trabalho, facilitando todos os meios humanos e materiais indispensáveis à sua realização.

Ao Professor Renato Manuel Natal Jorge, meu co-orientador pelos ensinamentos transmitidos e toda ajuda prestada especialmente na fase de simulação dos processos térmicos.

Ao Professor Jorge Seabra, por toda a sua inestimável ajuda e disponibilidade.

Ao colega Engº Marco Parente pela sua ajuda na elaboração dos vários programas necessários à simulação.

Ao Colega Engº Armando Campos pela sua colaboração.

Aos colegas Eng. Jorge Reis e Engº Gabriel Mendes pela ajuda prestada na parte de instrumentação.

Ao Professor Fernando Oliveira e a todos os Funcionários das Oficinas pela ajuda prestada na realização da grande maioria das experiências, bem como na elaboração de ferramentas necessárias à sua execução.

Aos Colegas, Professor Paulo Davim e Engº Gil Cabral pela sua disponibilidade na realização de experiências com mó de diamante.

Ao INEGI, na pessoa do Professor Barbedo Magalhães e do colega Engº Rui Neto pelas facilidades concedidas na utilização de equipamento.

Finalmente, uma palavra de agradecimento àqueles que ainda não foram citados mas que de alguma forma contribuíram para a concretização deste trabalho. A todos o meu “muito obrigado”.

À FUNFRAP pela cedência do material de base para obtenção do ADI.

À Fabrica Dragão Abrasivos pela colaboração prestada.

Prefácio

Os objectivos inicialmente propostos para esta tese de doutoramento eram os seguintes:

- Conseguir medir simultaneamente forças e temperaturas durante a rectificação
- Conseguir localizar as temperaturas com precisão no espaço e no tempo
- Detectar alterações de características estruturais (metalográficas) e de microdureza nas superfícies obtidas
- Relacionar os resultados obtidos com:
 1. Condições operatórias
 2. Materiais em estudo
 3. Mós utilizadas
- Complementar os resultados obtidos por experimentação com simulação numérica

As principais dificuldades encontradas na realização destes trabalhos prendem-se com a falta de suporte financeiro, o que nos levou a ter que idealizar processos de trabalho de modo a ultrapassar as dificuldades. Por outro lado, a medição simultânea de temperaturas e forças demorou algum tempo a afinar no tocante a temperaturas tendo sido experimentados vários métodos até se conseguir um que pudéssemos considerar eficaz.

A maioria dos materiais experimentados foram fáceis de adquirir no mercado, mas o ferro nodular austemperado (a variedade que nos interessava) só foi conseguido graças à excelente colaboração de uma empresa internacional, a pedido da qual não revelamos aqui o seu nome. As peças destinam-se à indústria automóvel.

ASPECTOS TERMO-MACÂNICOS NA MAQUINAGEM POR ABRASÃO DE MATERIAIS DE CONSTRUÇÃO MECÂNICA

Por

António Manuel Rincón de Aguiar Vieira

Resumo

A rectificação é, normalmente, a operação de acabamento superficial de grande parte dos componentes de construção mecânica. Em certos casos (tipicamente em materiais de grande dureza ou de difícil maquinagem) é também utilizada para arrancar grandes quantidades de material gerando simultaneamente a superfície final.

A rectificação envolve grandes quantidades de calor comparativamente a outros processos de maquinagem (torneamento, fresagem, etc.) pelo que importa saber não só quais são as forças geradas no processo como as temperaturas que se produzem, e ainda a sua distribuição em profundidade e no tempo para se poder estabelecer uma relação causa efeito entre as temperaturas geradas e as características das superfícies obtidas.

As experiências executadas e as simulações numéricas efectuadas permitiram concluir que apesar da grande quantidade de energia posta em jogo, as altas temperaturas se desenvolvem superficialmente e durante um período de tempo muito curto. Em certos casos as alterações de algumas das características do material serão devidas a encruamento e não a um processo térmico. No entanto, as altas temperaturas que em certos casos se geram, aliadas a um muito rápido arrefecimento, são apontadas como sendo a causa de modificações das características superficiais dos componentes.

Este trabalho pretende fornecer um meio de localizar as temperaturas geradas e de as relacionar com as características dos materiais a rectificar, com o modo operativo e ainda com as ferramentas de corte utilizadas.

THERMO-MECHANICAL ASPECTS IN ABRASIVE MACHINING OF MECHANICAL CONSTRUCTION MATERIALS

By

António Manuel Rincón de Aguiar Vieira

Abstract

Grinding is, usually, the finishing operation employed for the great majority of mechanical components. In certain cases (typically in very hard or low machinability materials) it is also used to remove great amounts of material and simultaneously generate the final surface.

Grinding involves the consumption of great quantity of energy comparatively to other machining process (turning, milling, etc.). Therefore it is important to quantify the cutting forces and generated temperature in order to establish sound relationships between the generated temperatures and the characteristics of the obtained surfaces.

Experimental evidence and numerical simulations revealed, that in spite of the great amount of input energy, the highest temperatures are located at the surface and for a very short period of time. In some particular cases the changes of material properties will be due to mechanical hardening and not to a thermal process. However, the high temperatures that are achieved in certain cases, allied to a very fast cooling, can be pointed out as being the major cause of the components superficial characteristics modifications.

This work proposes a methodology for locating the generated temperatures and relate them with the characteristics of the grinding materials, with the operative procedure and also with the used cutting tools.

ASPECTS TERMO-MECANIKES DANS L'USINAGE PAR ABRASION DE MATERIAUX DE CONSTRUCTION MECANIQUE

Par

António Manuel Rincón de Aguiar Vieira

Résumé

La rectification est normalement l'opération de finition superficielle de la plupart des composants de construction mécanique. Dans certains cas (normalement en matériaux de grande dureté ou d'usinage difficile), cette technique est aussi utilisée pour enlever une grande quantité de matière, générant en même temps la surface finale.

La rectification implique une grande quantité de chaleur comparativement aux autres précédés d'usinage (tournage, fraisage, etc.). C'est pourquoi il est important de savoir non seulement les forces impliquées dans le procédé, mais aussi les températures atteintes, bien comme leur distribution en profondeur et dans le temps pour pouvoir établir une relation de cause effet entre les températures générées et les caractéristiques des surfaces obtenues.

Les essais réalisés et les simulations numériques effectuées ont permis de conclure que malgré la grande quantité d'énergie mise en jeu, les hautes températures se développent superficiellement et pendant une période de temps très courte. Dans certains cas, les altérations de quelques caractéristiques du matériau sont dues à l'écrouissage et non à un processus thermique. Néanmoins, les hautes températures présentes dans certains cas, alliées à un très rapide refroidissement, causent sans doute des modifications dans les caractéristiques superficielles des composants.

L'objectif de ce travail est de fournir un moyen de localiser les températures générées et de les relier aux caractéristiques des matériaux à rectifier, en fonction du mode opératoire et des outils de coupe utilisés.

Índice

Agradecimentos	i
Prefácio	iii
Resumo	iv
Abstract	v
Resumé	vi
Índice	vii
Lista de símbolos	xiii
Lista de figuras	xvi
Lista de tabelas	xxii
1. Introdução	1
1.1. Nota histórica	3
1.2. Objectivos e apresentação da tese	4
2. Rectificação	7
2.1. Introdução	9
2.2. O fenómeno de abrasão	9
2.3. Formulação matemática	10
2.4. Efeito de uma partícula abrasiva sobre o material a abradir	15
2.5. Teoria de Merchant ou da energia mínima	18
2.6. Considerações sobre a energia específica	19
2.7. Efeito da dureza das partículas abrasivas	21
2.8. Efeito da tenacidade do material a abradir	25
2.9. Abrasivos	27
2.9.1. Abrasivos naturais	27
2.9.1.1. O grês	28
2.9.1.2. O esmeril	28
2.9.1.3. A alumina natural (corindom)	28
2.9.2. Abrasivos artificiais	28
2.9.2.1. Abrasivos aluminosos	28

2.9.2.2. Carboneto de silício (SiC)	29
2.9.3. Superabrasivos	31
2.9.3.1. Diamante	31
2.9.3.2. Nitrêto de boro cúbico	32
2.10. Ligantes	33
2.10.1. Ligantes resinóides	35
2.10.2. Ligantes de borracha	35
2.10.3. Ligantes de silicato de sódio	35
2.10.4. Goma laca	35
2.10.5. Ligantes oxiclорídricos	36
2.10.6. Ligantes metálicos	36
2.11. As Mós	36
2.11.1. Caracterização das mós	36
2.11.2. Referência das mós	40
2.11.3. Equilibragem e rectificação das mós	41
2.12. Conclusões	43
3. Efeito do calor sobre as superfícies rectificadas	45
3.1. Introdução	47
3.2. Efeitos do calor	47
3.3. Estudo analítico das temperaturas geradas durante a rectificação	50
3.3.1. Rectificação superficial	50
3.3.2. Rectificação profunda	60
4. Modelação pelo Método dos Elementos Finitos do Problema da Condução de Calor nos Sólidos	65
4.1. Método dos Resíduos Pesados: Método das funções de peso de Galerkin	67
4.2. Método dos Elementos Finitos	70
4.2.1. Aplicação do Método dos Elementos Finitos à equação de condução de calor	75
4.2.2. Discretização do espaço	80
4.2.3. Discretização no tempo	83

4.2.4. O processo iterativo em problemas não-lineares	88
5. Definição do modelo a estudar	91
5.1. Termopares utilizados	93
5.2. Medição de forças	94
5.3. Amostra utilizada	94
5.4. Rectificadoras utilizadas	97
5.5. Aquisição de dados	97
5.6. Resultado tipo	100
5.6.1. Gráficos obtidos directamente	100
5.6.2. Representação em gráfico 3D das temperaturas	104
5.7. Materiais ensaiados	105
5.8. Mós utilizadas	106
5.9. Descrição detalhada dos materiais ensaiados	107
5.9.1. Aços F13 e H 13	107
5.9.1.1. Aço F 13	107
5.9.1.2. Aço H 13	108
5.9.2. Ferro nodular austemperado	109
5.9.3. Compósito de matriz de Alumínio (liga Al/Si) reforçado com partículas de SiC (ref. AA356/SiC/17p)	110
5.10. Ensaio preliminares	111
6. Experiências em rectificação superficial	119
6.1. Experiências com os Aços H13 e F13	121
6.1.1. Gráficos de temperatura obtidos	125
6.1.2. Conclusões	129
6.2. Experiências com o Ferro Nodular Austemperado (ADI)	129
6.2.1. Relação entre a força tangencial específica e a temperatura para o ADI	130
6.2.2. Conclusões	134
6.3. Experiências com o compósito de matriz de alumínio e reforço de partículas de SiC	134
6.3.1. Evolução das forças	135

6.3.2. Limpeza das mós com jacto de agua a alta pressão	136
6.3.3. Utilização de superabrasivos na rectificação do compósito de matriz de alumínio	139
6.3.4. Forças na rectificação do compósito de matriz de alumínio	141
6.3.5. Temperaturas na rectificação do compósito de matriz de alumínio	142
6.3.6. Conclusões sobre a parte experimental da rectificação superficial	145
7. Simulação numérica	149
7.1. Introdução	151
7.2. Rectificação superficial	152
7.2.1. Amostra de simulação superficial	154
7.2.2. Fluxos máximos possíveis para os aços ensaiados	154
7.2.3. Simulação da refrigeração	157
7.3. Resultado típico de uma simulação	157
7.4. Comparação dos resultados da simulação numérica com os experimentais	160
7.5. Parâmetros possíveis de impor na simulação	160
7.6. Resultados	161
7.7. Actuação perante uma situação nova	164
8. Parte experimental da rectificação profunda	167
8.1. Introdução	169
8.2. Amostras para rectificação profunda	169
8.3. Experiências realizadas	170
8.4. Análise dos resultados experimentais	171
8.5. Simulação numérica	173
8.6. Valores usados na simulação numérica	176
8.7. Calculo dos valores possíveis para a repartição de calor entre a mó e a peça	177
9. Estudo por simulação do efeito de variação de alguns parâmetros usados na simulação térmica da rectificação profunda	181
9.1. Introdução	183

9.2. Parâmetros a estudar	185
9.2.1. Situação de base	185
9.2.2. Influência da variação da condutividade com a temperatura	186
9.2.3. Influência do valor da condutividade	188
9.2.4. Influência da capacidade calorífica	188
9.2.5. Influência do fluxo de calor	189
9.2.6. Influência da refrigeração	189
9.2.7. Influência da velocidade da peça	191
9.2.8. Influência conjunta do velocidade da peça e do fluxo de calor	191
9.2.9. Influência da profundidade de corte	192
9.2.10. Influência do diâmetro da mó	193
9.3. Temperatura na zona da peça que vai ser removida	194
9.4. Conclusões	197
10. Considerações finais	199
10.1. O “número de Peclet”	201
10.1.1. Influência de V	203
10.1.2. Influência de b	203
10.1.3. Influência de k	204
10.1.4. Influência de C	205
10.1.5. Conclusões	206
10.2. Distribuição do valor do fluxo de calor ao longo do arco de contacto	207
10.2.1. Situação de base	207
10.2.2. Curvas de temperaturas obtidas	207
10.3. Simulação tridimensional	209
10.3.1. Exemplo de simulação tridimensional	210
10.3.2. Resultados	210
10.3.3. Conclusões	212
11. Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	213
11.1. Influência do tipo de material	215
11.2. Influência da geometria da peça	215

11.3. Actuações possíveis em face de dano térmico	216
11.3.1. Diminuição da profundidade de corte	216
11.3.2. Mudar o tipo de mó	216
11.3.3. Aumentar o caudal de refrigeração – lubrificação	216
11.3.4. Mudar o tipo de líquido de refrigeração – lubrificação	217
11.3.5. Alteração da velocidade da peça e da velocidade de corte	217
11.4. Sugestões para trabalhos futuros	218
Referencias bibliográficas	212

Lista de símbolos

a	Profundidade de corte
b	Semi-comprimento da banda deslizante geradora de calor
d	Largura do sulco produzida por uma partícula cónica
f	Fracção dos grãos que tem forma adequada ao arranque de apara; Profundidade de corte
h	Profundidade do sulco produzida por uma partícula cónica
n	Número de partículas que cortam simultaneamente
p	Pressão superficial
q	Fluxo de calor
q_x, q_y	Fluxo de calor segundo as direcções xx e yy
r	Raio de uma fonte de calor circular
t	Tempo
ADI	Ferro nodular austemperado
A_f	Fracção de área defeituosa
Al60	Mó de alumina de 60 mesh
Al80	Mó de alumina de 80 mesh
A%	Alongamento à rotura
BHN	Dureza Brinel típica
C	Calor específico
CBN	Nitreto de boro cúbico; Mó de nitreto de boro cúbico
C_p	Calor específico (a pressão constante)
D	Tamanho das partículas abrasivas
De	Diâmetro equivalente da mó
E	Número total de elementos
Fc	Força de compressão
Fn	Força normal
FN	Ferro nodular
Ft	Força tangencial
Fx	Força tangencial
$F_x/larg.$	Força tangencial específica
Fz	Força normal
$F_z/larg.$	Força normal específica

H	Dureza
HB	Dureza Brinel
H_{def}	Dureza do material mais deformado (aparas)
L	Força normal; Peclet number
LBE	Relação mínima entre o volume dos grãos e o volume de ligante
L_c	Comprimento da contacto
LPD	Mínimo volume percentual dos grãos
MBE	Relação máxima entre o volume dos grãos e o volume de ligante
MPD	Máximo volume percentual dos grãos
P_{crit}	Pressão crítica
Pe	Peclet number
\dot{Q}	Geração interna de calor por unidade de volume
R	Resultante das forças que actuam sobre uma partícula de corte
R_Ω	Resíduo no domínio Ω
R_m	Tensão de rotura
$R_{0,2}$	Tensão limite de elasticidade a 0,2 %
R_Γ	Resíduo na fronteira Γ
S	Distância percorrida por uma partícula abrasiva
SiC	Carboneto de Silício ; Mó de Carboneto de Silício
S_T	Entropia específica
T	Temperatura
\bar{T}	Temperatura prescrita
T_a	Temperatura da superfície absorvente
V	Velocidade da banda deslizante
V_w	Velocidade da peça
W	Volume desgastado por unidade de comprimento
\overline{W}_l	Função peso na fronteira associada ao nó l
W_l	Função peso no domínio associado ao nó l
$W_{l/s}$	Desgaste por unidade de comprimento
W_v	Volume removido por uma partícula que se desloca uma distância S
K	Constante relacionada com a forma geométrica da partícula
k	Condutividade
K_{IC}	Tenacidade ao corte

Símbolos gregos

α	Ângulo de ataque de uma partícula abrasiva; Difusividade
β	Factor que descreve o decaimento da deformação com o aumento da profundidade; Constante de Stefan –Boltzmann
ε	Emissividade
ζ	Fracção do trabalho de deformação plástica que é transformado em calor
k_x, k_y	Condutividade térmica segundo as direcções xx e yy
λ	Distância média entre partículas
μ_p	Componente do atrito devida ao corte
ξ, η	Coordenadas naturais
ρ	Densidade
φ_{lim}	Capacidade de deformação do material antes que ocorra microfractura
φ_s	Deformação efectiva na superfície de desgaste
Γ	Fronteira
ϕ	Ângulo de corte
Φ_m	Máxima subida de temperatura
Φ_1	Factor geométrico que depende da forma dos grãos abrasivos
$\underline{\psi}$	Vector da forças residuais no método de Newton-Raphson
Ω	Domínio

Lista de figuras

- Fig. 2.1 – Partícula cónica arrancando material a uma peça (esquema)
- Fig. 2.2 – Coeficiente de atrito de um dado material num tribómetro de cilindros cruzados em função do coeficiente de atrito desse mesmo material contra uma lixa (para duas lixas)
- Fig. 2.3 – Relação entre a força normal e o desgaste para vários materiais em função da carga normal
- Fig. 2.4 – Relação entre a dureza e o desgaste para vários materiais
- Fig. 2.5 – Quatro efeitos possíveis de uma partícula dura sobre um material a abradir
- Fig. 2.6 – Relação entre a dureza e a resistência ao desgaste para vários materiais
- Fig. 2.7 – Variação do ângulo α devido a diferente posicionamento do grão abrasivo
- Fig. 2.8 – Ferramenta de corte arrancando a partícula
- Fig. 2.9 – Desgaste em função do grau de penetração D_p (parte da direita) e comportamento de uma partícula esférica em função do grau de penetração e do factor adimensional f definido na figura 2.10 (parte esquerda)
- Fig. 2.10 – Definição do factor f
- Fig. 2.11 – Desgaste em função da relação “dureza do grão abrasivo/dureza do material a abradir” (ou da sua fase mais dura caso se trate de um material polifásico).
- Fig. 2.12 – Ângulo α de um grão abrasivo
- Fig. 2.13 – Efeito de uma aresta abrasiva sobre um material
- Fig. 2.14 – Relação entre a resistência ao desgaste e H_{def}/f_{ab}
- Fig. 2.15 – Relação entre a tenacidade dos materiais e a sua resistência ao desgaste
- Fig. 2.16. – Relação entre a dureza e o índice de friabilidade para o carboneto de silício (verde e preto) e para algumas variedades de alumina
- Fig. 2.17 – Estrutura dos mós (esquema)
- Fig. 2.18 – Diagrama ternário “volume dos grãos - volume de ligante - volume dos poros”.
- Fig. 2.19 – Ampliação da zona sombreada da figura 2.3
- Fig. 2.20 – Exemplos de referência de mós de abrasivos convencionais
- Fig. 2.21 – Exemplos de referência de mós de superabrasivos

- Fig. 3.1 – Linha limiar de queima para aços ao carbono, de baixa e média liga
- Fig. 3.2 – Banda de comprimento $2b$, deslocando-se à velocidade V e fornecendo um fluxo de calor q
- Fig. 3.3 – Fonte pontual num espaço estacionário semi-infinito
- Fig. 3.4 – Função de erro $\text{erfc}(X)$
- Fig. 3.5 – Representação gráfica da Equação (3.14)
- Fig. 3.6 – Subida de temperatura no caso de um sólido semi-infinito percorrido por uma banda de comprimento $2b$ à velocidade V fornecendo um fluxo de calor q
- Fig. 3.7 – Representação gráfica da equação (3.23)
- Fig. 3.8 – Fonte de calor circular
-
- Fig. 4.1 – Subdivisão do domínio em elementos finitos
- Fig. 4.2 – Função de forma global N_m correspondente ao nó m , de uma malha de elementos finitos constituída por elementos de quatro nós
- Fig. 4.3 – Transformação de coordenadas mostrando um elemento finito de 8 nós
- Fig. 4.4 – Domínio de solução de condução de calor, com a condição inicial e as condições de fronteira
- Fig. 4.5 – Variação linear da temperatura ao longo do intervalo de tempo Δt
- Fig. 5.1 – Amostra inicial
- Fig. 5.2 – Amostra utilizada para rectificação superficial em esquema e em fotografia
- Fig. 5.3 – Dinamómetro aparafusado à placa de aço com dispositivo de fixação da amostra e condicionador de sinal
- Fig. 5.4 – Dinamómetro colocado na mesa da rectificadora numa fase de teste do sistema de fixação
- Fig. 5.5 – Conjunto do sistema de aquisição de dados
- Fig. 5.6 – F_x e F_y durante uma experiência
- Fig. 5.7 – Forças e temperaturas durante duas passagens da mó pela amostra.
- Fig. 5.8 – Detalhe de uma passagem da mó pela amostra com o termopar já muito próximo da superfície
- Fig. 5.9 – Temperaturas durante a parte final de um ensaio
- Fig. 5.10 – Gráfico de temperatura mostrando o ponto em que se dá a rotura do termopar
- Fig. 5.11 – Gráfico 3D da distribuição da temperatura

- Fig. 5.12 – Gráfico 3D da distribuição da temperatura com representação da amostra e da mó
- Fig. 5.13 – Microfotografia do aço F 13
- Fig. 5.14 – Fotomicrografia do aço H 13
- Fig. 5.15 – Ciclo térmico de Austêmpera
- Fig. 5.16 – Relação entre a tensão de rotura e o alongamento para as várias classes de FN e de ADI
- Fig. 5.17 – Fotomicrografia do ADI
- Fig. 5.18 – Fotomicrografia do compósito de matriz de alumínio
- Fig. 5.19 – Esquema da colocação do termopar na resina epoxi
- Fig. 5.20 – Curva de temperatura obtida com o termopar no seio da resina epoxi
- Fig. 6.1 – Relação entre $F_x/larg.$ e $F_z/larg.$ Para os aços H13 e F13
- Fig. 6.2 – Relação entre $F_x/larg.$ e a temperatura para os aços F13 e H13
- Fig. 6.3 – Relação entre $F_x/larg.$ e a temperatura para os aços F13 e H13 para mós de abrasivos convencionais
- Fig. 6.4 – Relação entre a profundidade de passagem e as forças específicas.
- Fig. 6.5 – Curvas de temperatura para o aço F13 e mó Al60 em função da profundidade de corte
- Fig. 6.6 – Distribuição de temperatura para o aço F13 – mó Al60
- Fig. 6.7 – Distribuição de temperatura para o aço F13 – mó Al80
- Fig. 6.8 – Distribuição de temperatura para o aço H13 – mó Al60
- Fig. 6.9 – Distribuição de temperatura para o aço H13 – mó Al80
- Fig. 6.10 – Distribuição de temperatura para o aço F13 – mó CBN
- Fig. 6.11 – Distribuição de temperatura para o aço H13 – mó CBN
- Fig. 6.12 – Relação entre $F_x/Larg$ e $F_z/Larg$ para o ADI
- Fig. 6.13 – Relação entre a força tangencial específica e a temperatura máxima obtida
- Fig. 6.14 – Temperatura em função da profundidade de corte para o ADI (por mós)
- Fig. 6.15 – Curvas de temperatura para ADI e mó Al60 em função da profundidade de corte
- Fig. 6.16 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó Al60
- Fig. 6.17 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó Al80
- Fig. 6.18 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó SiC
- Fig. 6.19 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó CBN

- Fig. 6.20 – Forças durante a rectificação do compósito de matriz de alumínio com mó Al60
- Fig. 6.21 – Mó Al60 (à esquerda) e SiC (à direita) após a rectificação de amostras de compósito de matriz de alumínio reforçado com partículas de Carboneto de silício
- Fig. 6.22 – Forças durante a rectificação de alumínio (99,5%) com mó Al60 parte final de um ensaio
- Fig. 6.23 – Forças medidas durante a experiência de rectificação do material compósito com mó Al60 e com duas limpezas intermédias da mó com água a 140 Kg/mm²
- Fig. 6.24 – Forças durante a rectificação do compósito com mó CBN
- Fig. 6.25 – Forças durante a rectificação do compósito com mó Diamante
- Fig. 6.26 – Relação entre as forças específicas tangencial e normal para o material compósito
- Fig. 6.27 – Relação entre a $F_x/larg.$ e a temperatura máxima atingida
- Fig. 6.28 - Curvas de temperatura para compósito em função da profundidade de corte
- Fig. 6.29 – Distribuição de temperatura para o compósito – Mó Al60
- Fig. 6.30 – Distribuição de temperatura para o compósito – Mó SiC
- Fig. 6.31 – Distribuição de temperatura para o compósito – Mó Diamante
- Fig. 6.32 – Distribuição de temperatura para o compósito – Mó CBN
- Fig. 6.33 – Relação entre $F_x/larg.$ e a temperatura máxima obtida para o conjunto de resultados obtidos em rectificação superficial
- Fig. 7.1 – Dimensões aproximadas da área perturbada pela presença do termopar
- Fig. 7.2 – Banda deslizante de entrada de calor e perdas por convecção (esquema)
- Fig. 7.3 – Forças tangencial específica em função da profundidade de passagem para os aços (para 3 mós)
- Fig. 7.4 – Relação entre a profundidade de passagem e o fluxo térmico máximo possível para as experiência realizadas com os aços F13 e H 13
- Fig. 7.5 – Resultados de uma simulação visionados pelo programa FEMMAP
- Fig. 7.6 – Gráfico 3D relativo à figura 7.5
- Fig. 7.7 – Gráfico da figura 7.4 adaptado à comparação de superfícies.
- Fig. 7.8 – Gráficos obtidos por experimentação por simulação numérica.
- Fig. 7.9 – Relação entre a profundidade de passagem e a relação “Fluxo usado na simulação/fluxo máximo” (%) para os aços H13 e F13

- Fig.7.10 – Relação entre a profundidade de passagem e a relação “Fluxo usado na simulação/fluxo máximo” (%) para o ADI
- Fig. 7.11– Relação entre a profundidade de passagem e a relação “Fluxo usado na simulação/fluxo máximo” (%) para o Compósito de matriz metálica
- Fig. 8.1 – Esquema da furacão das chapas de aço par execução da amostra de ensaio de rectificação profunda
- Fig 8.2 – Amostra para rectificação profunda
- Fig. 8.3 – Evolução das forças F_x e F_z (tangencial e normal) e da temperatura durante um ensaio de rectificação profunda
- Fig. 8.4 – Curvas de temperatura em rectificação profunda
- Fig. 8.5 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica
- Fig. 8.6 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica
- Fig. 8.7 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica
- Fig. 8.8 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica
- Fig. 9.1 – Situação de base (tridimensional)
- Fig. 9.2 – Condutividade variável
- Fig. 9.3 – Temperatura obtidas com uma condutividade = $35 \text{ W/mm}^\circ\text{C}$
- Fig. 9.4 – Distribuição de temperaturas para uma capacidade calorífica de $302 \text{ J/Kg}^\circ\text{C}$
- Fig. 9.5 – Distribuição de temperaturas para um fluxo de calor de 7 W/mm^2
- Fig. 9.6 – Distribuição de temperaturas para uma convecção de $0 \text{ W/mm}^2^\circ\text{C}$
- Fig. 9.7 – Distribuição de temperatura para uma velocidade da peça de 3 m/min
- Fig. 9.8 – Distribuição de temperatura para uma velocidade da peça de $0,5 \text{ m/min}$. e fluxo de calor de $2,5 \text{ W/mm}^2$
- Fig. 9.9 – Distribuição de temperatura para uma profundidade de corte de 2 mm
- Fig. 9.10 – Distribuição de temperatura para uma mó de 50 mm de diâmetro e para profundidade de corte de 2 mm
- Fig. 9.11 – Forma da peça durante a rectificação
- Fig. 9.12 – Situação de base (bidimensional)
- Fig. 9.13 – Distribuição de temperatura para uma velocidade da peça de $0,5 \text{ m/min}$. E fluxo de calor de $2,5 \text{ W/mm}^2$
- Fig. 9.14 – Distribuição de temperatura para uma convecção de $0 \text{ W/mm}^2^\circ\text{C}$
- Fig. 10.1 – Comparação da situação de base com a situação $V=128 \text{ mm/s}$
- Fig. 10.2 – Comparação da situação de base com a situação $b=0,5 \text{ mm}$
- Fig. 10.3 – Comparação da situação de base com a situação $k=0,1 \text{ W/mm}^\circ\text{C}$

Fig. 10.4 – Comparação da situação de base com a situação $C=250 \text{ J/Kg/}^{\circ}\text{C}$

Fig. 10.5. – Três tipos de distribuição do fluxo de calor pelo arco de contacto

Fig. 10.6 – Curvas de temperatura obtidas com diferentes distribuições de fluxo de acordo com a figura 10.5

Fig. 10.7 – Comparação de um caso real com as 3 simulações relativas a figura 10.5

Fig. 10.8. – Peça na qual se vai abrir um rasgo (a amarelo) por rectificação profunda

Fig. 10.9 – Distribuição de temperatura na peça (limitada a 150°C)

Fig. 10.10 – Distribuição de temperatura na peça

Lista de tabelas

Tabela 2.1 – Abrasivos à base de alumina

Tabela 2.2 – Abrasivos de Carboneto de Silício

Tabela 2.3 – Comparação entre abrasivos convencionais e superabrasivos

Tabela 5.1 – Características dos aços utilizados

Tabela 5.2 – Características do ADI

Tabela 5.3 – Características do Material compósito

Tabela 5.4 – Características das mós utilizadas

Tabela 5.5 – Composição química e estado de fornecimento dos aços F13 e H 13

Tabela 5.6 – Especificações para o ADI

Tabela 5.7 – Especificações para o Ferro nodular convencional

Tabela 5.8 – Características do material compósito

Tabela 5.9 – Forças e temperaturas obtidas na rectificação de Al 99,5 e aço CK45

Tabela 6.1 – Resultados da rectificação superficial dos aços H13 e F 13

Tabela 6.2 – Resultados da rectificação superficial do ADI

Tabela 6.3 – Resultados da rectificação superficial do compósito de matriz metálica.

Tabela 6.4 – Conjunto total dos resultados obtidos na rectificação superficial

Tabela 7.1 – Forças e correspondentes fluxos térmicos para os aços ensaiados

Tabela 7.2 – Resultados totais da rectificação superficial

Tabela 8.1 – Forças tangenciais e normais em rectificação profunda nas condições do ensaio

Tabela 8.2 – Valores do fluxo de calor e da convecção usados na simulação

Tabela 8.3 – Fluxos de calor correspondentes às forças tangenciais

Tabela 8.4 – Caso extremo. O líquido não remove calor

Tabela 8.5 – Caso extremo. A mó Al60 não remove calor

Tabela 8.6 – Situação intermédia

Tabela 9.1 – Condutividade do aço em função da temperatura

Capítulo 1

Introdução

Capítulo 1

1. Introdução

1.1. Nota histórica

1.2. Objectivos e apresentação da tese

Capítulo 1

Introdução

A rectificação é um processo de conformação de materiais por arranque de apara que utiliza partículas abrasivas duras para promover o corte. Este processo é dos mais antigos que o homem utilizou sendo muito provavelmente apenas precedido pelo uso de martelos rudimentares.

Actualmente a rectificação está presente em cerca de 20-25% dos componentes que usamos em construção mecânica. Uma grande maioria das peças que nos rodeiam, ou foi rectificada, ou foi produzida com máquinas, elas próprias constituídas por alguns componentes rectificados.

1.1.Nota Histórica

A conformação de materiais pelo homem através do processo de abrasão começou, sem duvida, na pré-história. A chamada “idade da pedra” divide-se em “idade da pedra lascada” e “idade da pedra polida”. Do ponto de vista técnico este salto só foi possível através do processo de rectificação, usado nessa altura unicamente com a finalidade de obter objectos afiados.

Desde então e até aos nossos dias o processo de rectificação nunca parou de ser utilizado. Com a chegada dos metais, precisando estes frequentemente de ser afiados, o processo de rectificação foi utilizado para a obtenção do “fio” dos instrumentos de corte. Era, neste caso, uma operação não só de acabamento, mas também de “reparação” pois, como sabemos, muitos dos instrumentos metálicos de corte são afiados varias vezes ao longo da sua vida.

A civilização actual, não só não teria sido possível sem a utilização da rectificação, como também, no presente, não pode prescindir dela. A tecnologia de hoje exige

tolerâncias dimensionais e acabamentos superficiais (por vezes os acabamentos superficiais são necessários para se conseguirem as tolerâncias dimensionais) que, para certos materiais, seriam impossíveis de obter sem a rectificação.

Tem-se então necessidade, cada vez mais, de estudos apropriados e rigorosos dos fenómenos associados a rectificação.

1.2. Objectivos e apresentação da tese

Os objectivos desta tese são o estudo da geração e distribuição do calor e da temperatura durante o processo de rectificação. É sabido que durante a rectificação se desenvolvem grandes quantidades de calor que originam elevações substanciais de temperatura e têm como possível, e frequente consequência, o dano térmico das superfícies rectificadas. Certas observações, como sejam a alteração da cor de certos aços durante a rectificação - cores de revenido, a constatação da grande quantidade de energia posta em jogo na rectificação, ou ainda em casos extremos em que, na rectificação de desbaste de aços ou outros materiais maus condutores de calor, a peça fica “ao rubro”, permitem tirar esta conclusão. Com o presente trabalho pretendeu-se determinar a magnitude e a distribuição destas temperaturas em função dos parâmetros que as condicionam. Dentro do possível tentou-se a via experimental, complementando-se esta com a simulação numérica.

Esta tese consta de onze capítulos como a seguir se explica:

No capítulo 1 faz-se uma introdução ao trabalho desenvolvido estabelecendo-se os objectivos da presente tese.

No capítulo 2 faz-se uma descrição do fenómeno de abrasão e das leis que o regem, assim como se descrevem as características, composição e modo de fabrico das mós.

No capítulo 3 descreve-se o efeito do calor sobre as superfícies rectificadas e são apresentadas expressões matemáticas que permitem determinar teoricamente as temperaturas atingidas na superfície e no interior das peças rectificadas de geometria simples.

No capítulo 4 descrevem-se os fundamentos matemáticos que permitem a utilização de programas baseados no método dos elementos finitos com a finalidade da utilização do cálculo computacional para determinação dos níveis e distribuição de temperatura em peças de geometria mais complexa.

No capítulo 5 faz-se a introdução à parte experimental, descrevendo-se as técnicas de ensaio, os aparelhos de medida utilizados, os materiais ensaiados, os programas informáticos utilizados na aquisição de dados e são apresentados resultados genéricos tipo.

No capítulo 6 descrevem-se as experiências realizadas em rectificação plana superficial. São apresentados os três materiais ensaiados e são discutidas as relações obtidas entre as condições de ensaio, materiais utilizados, forças e distribuições de temperatura obtidas.

No capítulo 7 são apresentados os resultados da simulação numérica da rectificação plana superficial. Os resultados obtidos são comparados com os obtidos experimentalmente no capítulo 6.

No capítulo 8 apresentam-se os resultados experimentais de experiências em rectificação profunda também conhecida como rectificação na massa ou em desbaste e é feita a comparação destes resultados com os obtidos por simulação numérica.

No capítulo 9 é apresentado um estudo, realizado unicamente através de simulação numérica, sobre a influência das características dos materiais ensaiados e das condições operatórias no caso da rectificação profunda.

No capítulo 10 são feitas algumas considerações sobre as expressões analíticas, os resultados teóricos e os obtidos e os resultados obtidos por simulação numérica. É ainda apresentada uma simulação numérica da distribuição de calor numa peça de geometria menos simples em rectificação profunda.

No capítulo 11 são apresentadas as considerações finais.

Finalmente são dadas algumas sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Rectificação

Capítulo 2

2. Rectificação

- 2.1. Introdução
- 2.2. O fenómeno de abrasão
- 2.3. Formulação matemática
- 2.4. Efeito de uma partícula abrasiva sobre o material a abradir
- 2.5. Teoria de Merchant ou da energia mínima.
- 2.6. Considerações sobre a energia específica
- 2.7. Efeito da dureza das partículas abrasivas
- 2.8. Efeito da tenacidade do material a abradir
- 2.9. Abrasivos
 - 2.9.1. Abrasivos naturais
 - 2.9.1.1. O grês
 - 2.9.1.2. O esmeril
 - 2.9.1.3. A alumina natural (corindom)
 - 2.9.2. Abrasivos artificiais
 - 2.9.2.1. Abrasivos aluminosos)
 - 2.9.2.2. Carboneto de silício (SiC
 - 2.9.3. Superabrasivos
 - 2.9.3.1. Diamante
 - 2.9.3.2. Nitrêto de boro cúbico
- 2.10. Ligantes
 - 2.10.1. Ligantes resinóides
 - 2.10.2. Ligantes de borracha
 - 2.10.3. Ligantes de silicato de sódio
 - 2.10.4. Goma laca
 - 2.10.5. Ligantes oxiclорídricos
 - 2.10.6. Ligantes metálicos
- 2.11. As Mós
 - 2.11.1. Caracterização das mós
 - 2.11.2. Referência das mós
 - 2.11.3. Equilibragem e rectificação das mós
- 2.12. Conclusões

Capítulo 2

Rectificação

2.1. Introdução

O mecanismo que está por detrás do processo de rectificação é denominado “abrasão”. Na grande maioria dos casos esta operação é levada a cabo com o recurso a mós abrasivas. Interessa então dizer em que consiste o fenómeno de abrasão e quais são as leis que o regem, bem como referir a constituição e classificação das mós abrasivas.

Neste capítulo far-se-há a formulação matemática das várias teorias que pretendem explicar e quantificar o fenómeno de abrasão, e será dada uma descrição dos processos de fabrico e classificação dos materiais que constituem as mós.

Serão ainda referidas as operações necessárias para a preparação das mós antes de entrarem em funcionamento.

2.2. O fenómeno de abrasão

Diz-se que se está em presença de um mecanismo de abrasão quando se têm dois corpos deslizando em contacto um com o outro e existem partículas duras, quer fazendo parte de um dos corpos, quer estando livres entre eles. Essas partículas, deslocando-se pela acção do movimento relativo dos corpos, arrancam material a um deles ou aos dois. No caso de as partículas estarem fixas a um dos corpos, o outro corpo é que sofre um fenómeno de abrasão. Nesse caso fala-se de abrasão a dois corpos. Quando as partículas estão livres o processo denomina-se abrasão a três corpos, tendo as partículas mais tendência a abradir aquele em relação ao qual as partículas se deslocam, que pode eventualmente ser o mais duro dos dois. As partículas abrasivas serão, em princípio, mais duras que o material que sofre abrasão. A abrasão a dois corpos (Rabinowics, 1961; Xie, 1996 *et. al.*) é cerca de dez vezes mais eficaz que a abrasão a três corpos, o que se deve, segundo se crê, ao facto de, na abrasão a três corpos, na maior parte das vezes as partículas rolaem em vez de escorregarem sobre o material a abradir.

A abrasão é também um dos mecanismos pelos quais se processa o desgaste, sendo aqui um fenómeno indesejável e que se procura evitar. Mas o processo é o mesmo e as regras que o regem comuns.

A rectificação é um processo de abrasão a dois corpos. Para o processo correspondente envolvendo abrasão a três corpos reserva-se o nome de lapidação. Deste modo o estudo efectuado neste trabalho sobre o fenómeno de abrasão incidirá na abrasão a dois corpos.

Tem-se então um corpo que incorpora partículas duras de forma irregular, que se desloca sobre outro corpo, arrancando-lhe material.

2.3. Formulação matemática

Entre os primeiros autores que estudaram o processo de abrasão contam-se Krushov e Spurr, (1957). Estes autores pretenderam relacionar as características individuais dos materiais em presença, bem como as condições operatórias com a remoção de material para estabelecerem leis que pudessem reger o fenómeno de abrasão. Esses autores propuseram então que, tendo os grãos abrasivos forma variada, o seu efeito seria o somatório da acção dos vários grãos. Neste estudo começaram por admitir que os grãos teriam forma cónica. Levados um pouco pela intuição e um pouco pela experiência, admitiram que o volume arrancado por uma partícula cónica que se desloca uma unidade de comprimento sobre uma superfície, como se esquematiza na figura 2.1, sob acção de duas forças (sendo uma tangencial que provoca o movimento e outra normal que assegura a penetração) seria proporcional à força normal, inversamente proporcional à dureza do material a desgastar e haveria a considerar duas constantes, estando uma relacionada com a forma geométrica das partículas, e outra com a componente do atrito responsável pelo corte ou seja:

$$W = K\mu_p \frac{L}{H} \quad (2.1)$$

Em que:

W = volume desgastado por unidade comprimento

K = constante relacionada com a forma geométrica da partícula

μ_p = coeficiente de atrito devido ao corte

L = força normal

H = dureza do material a desgastar.

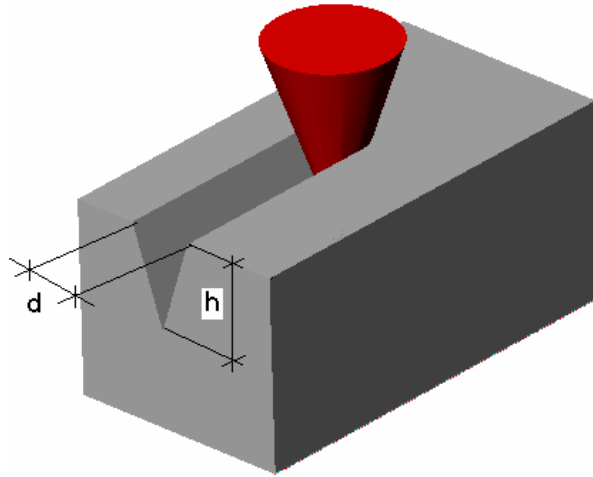


Fig. 2.1 – Partícula cônica arrancando material a uma peça (esquema)

Então, para uma partícula cônica, o volume removido por unidade de comprimento seria:

$$W = dh/2$$

Na figura 2.1 vê-se que o meio cone posterior não está em contacto com a peça. Assim, pode-se admitir que a dureza H será igual à força L a dividir pela área do semicírculo de diâmetro d , ou seja, para n partículas:

$$H = \frac{L}{\frac{1}{2} \frac{\pi d^2}{4} n} \quad (2.2)$$

Ou seja,

$$\frac{n \pi d^2}{2 \times 4} = \frac{L}{H} \quad (2.3)$$

Por outro lado, o cone força o material horizontalmente, de modo que a projecção do cone na horizontal é um triângulo de área $dh/2$. A dureza do material seria também (para n partículas):

$$H = \frac{F_{horiz}}{\frac{ndh}{2}} \quad (2.4)$$

e então:

$$H = \frac{\mu_p L}{\frac{ndh}{2}} \quad (2.5)$$

ou seja:

$$\frac{ndh}{2\mu_p} = \frac{L}{H} \quad (2.6)$$

E, igualando a equação (2.3) a (2.6) fica:

$$\frac{\pi d^2 n}{8} = \frac{ndh}{2\mu_p} \quad (2.7)$$

$$\mu_p = \frac{8hd}{2\pi d^2} = \frac{4h}{\pi d} \quad (2.8)$$

$$\frac{ndh}{2} = K \frac{4h}{\pi d} \cdot \frac{n\pi d^2}{8} \quad (2.9)$$

Que por simplificação implica que $K=1$, ficando então:

$$W = \mu_p \frac{L}{H} \quad (2.10)$$

O valor de μ_p pode ser obtido da maneira que se explica seguidamente:

Se para cada material calcularmos o coeficiente de atrito num tribómetro de cilindros cruzados e o coeficiente de atrito desse material contra uma dada lixa (sempre a mesma lixa) verificamos que para a mesma lixa os diversos materiais quando colocados em gráfico se dispõem segundo uma recta como se pode ver na figura 2.2 (Wilman, 1969) para 2 lixas.

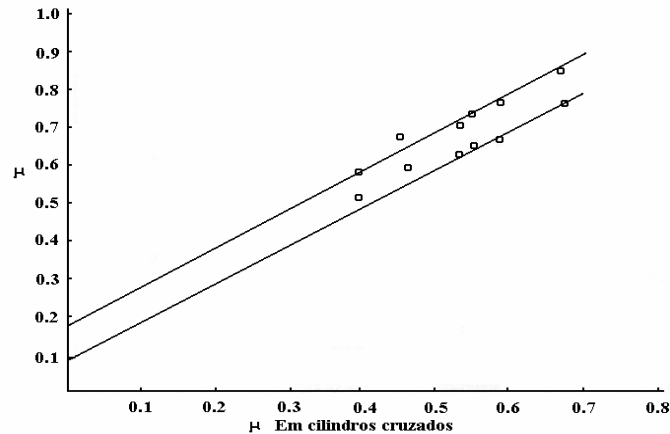


Fig.2.2 – Coeficiente de atrito de um dado material num tribómetro de cilindros cruzados em função do coeficiente de atrito desse mesmo material contra uma lixa (para duas lixas)

O cruzamento das rectas com o eixo dos YY corresponderá ao atrito devido ao corte nas lixas, ou seja μ_p . Deste modo μ_p pode ser determinado dependendo só da lixa e não do material a abradir.

Quanto à força normal, há uma boa correlação (Nathan, 1966) entre esta e o material removido como se pode inferir da figura 2.3 que mostra que, para várias situações, o desgaste aumenta com a carga.

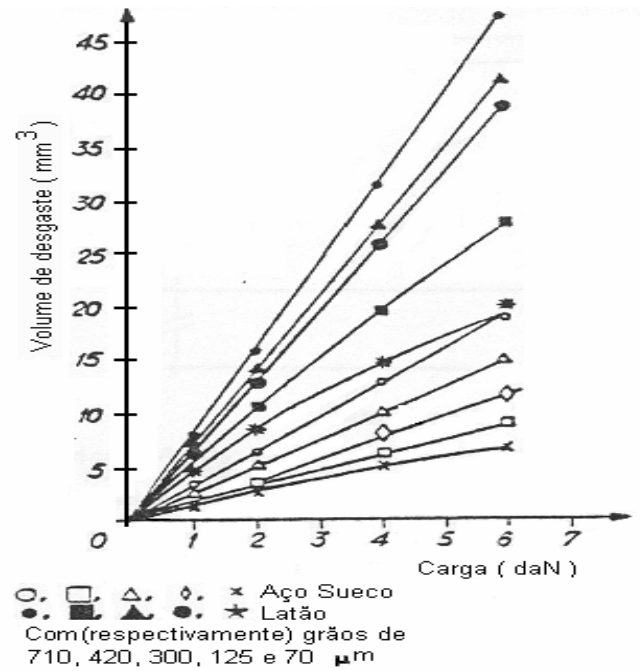


Fig.2.3 – Relação entre a força normal e o desgaste para vários materiais em função da carga normal (Nathan, 1966)

No entanto, o mesmo não se passa em relação à dureza, como se depreende da figura 2.4 (Spur, 1970).

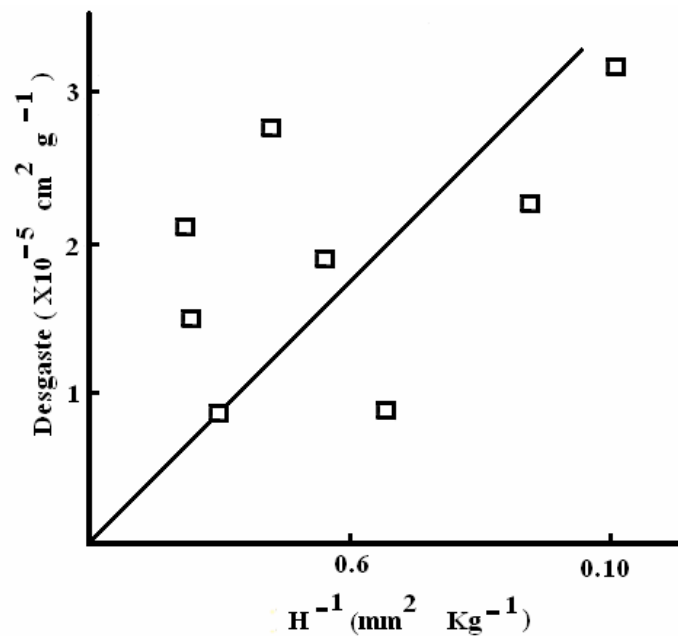


Fig. 2.4 – Relação entre a dureza e o desgaste para vários materiais (Spur, 1980)

2.4. Efeito de uma partícula abrasiva sobre o material a abradir

Como se viu, a falta de linearidade entre o inverso da dureza e o desgaste não permite fazer previsões. De facto, materiais como o chumbo, apresentam valores para o desgaste anormalmente baixos, ao passo que materiais mais frágeis, como por exemplo o antimónio, têm taxas de desgaste anormalmente elevadas. As possíveis explicações para tais factos, são as seguintes:

- A acção de uma partícula pode apenas deslocar material sem o arrancar
- A partícula pode arrancar material extra em relação à área varrida.

Segundo (Zum-Gahr 1987; Zum-Gahr 1998) a acção de uma partícula abrasiva actuando sobre um dado material pode resultar em quatro fenómenos distintos: microcorte, microsulcagem, microfadiga e microroturas, como se ilustra na figura 2.5.

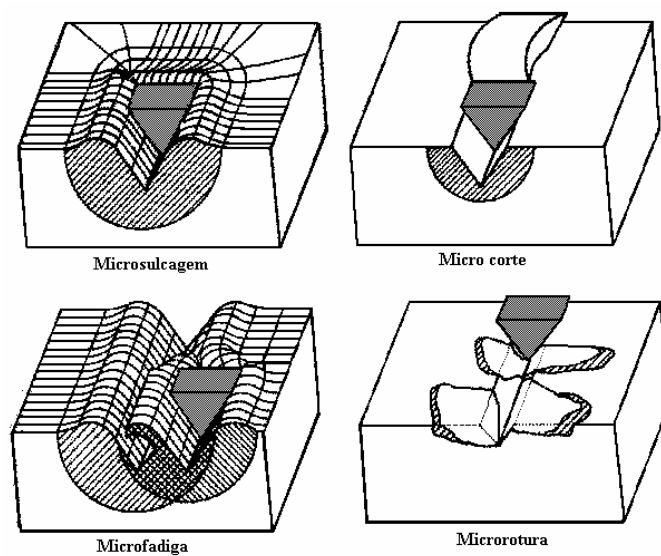


Fig. 2.5 – Quatro efeitos possíveis de uma partícula dura sobre um material a abradir (Zum-Gahr, 1987)

As acções mais comuns seriam o microcorte e a microsulcagem (Zum-Gahr, 1987). Materiais dúcteis como o chumbo apresentariam, menos microcorte, um elevado grau de microsulcagem

e, em menor grau, microfadiga. O antimónio deveria o seu comportamento a um elevado grau de microrotura.

Deste modo compreende-se que a dureza não seja uma propriedade em relação directa com o desgaste.

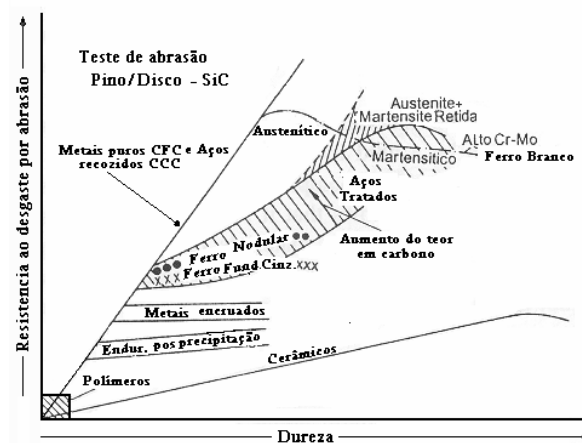


Fig 2.6 – Relação entre a dureza e a resistência ao desgaste para vários materiais (Richardson, 1967; Moore 1980)

É certo que, de uma maneira geral, o desgaste é tanto maior quanto menos duro for o material. Segundo Richardson, (1967) e Moore (1980) para metais puros de rede CFC e aços recozidos (rede CCC) há uma muito boa relação entre a dureza e a resistência ao desgaste, com se pode ver pela figura 2.6, mas há muitos outros materiais em relação aos quais não se verifica este tipo de linearidade, como também se pode concluir dessa mesma figura.

Segundo Mulhearn, e Samuels, (1962) apenas alguns grãos teriam forma adequada ao arranque de aparta. Deste modo a equação (2.11) traduziria melhor o fenómeno.

$$W = K^1 f \frac{h}{d} \frac{L}{D} \quad (2.11)$$

sendo:

f = fracção dos grãos com forma adequada ao arranque de aparta, e D o tamanho das partículas abrasivas

Há vários factores que condicionam o arranque de apara. Segundo os mesmos autores, o ângulo α (ver figura 2.7) juntamente com o coeficiente de atrito são os principais factores que determinam se vai haver microcorte ou microsulcagem. Outros factores, como a tenacidade, têm também muita influência. Neste caso uma diminuição da tenacidade actua no sentido das microroturas, ao passo que uma diminuição do coeficiente de atrito e um aumento do ângulo α funciona no sentido do arranque de apara.

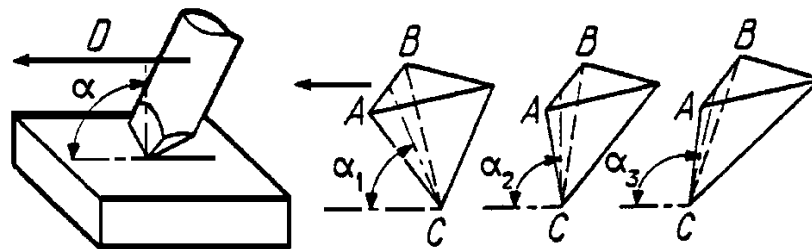


Fig. 2.7 – Variação do ângulo α devido a diferente posicionamento do grão abrasivo

Quando tal acontece o processo é o mesmo que se verifica na maquinagem, onde a ferramenta tem forma definida. O arranque de apara será então um processo de corte, havendo duas zonas onde há deformação da apara, com conseqüente libertação de energia. A zona principal é o plano de corte da apara onde, devido à grande deformação desta, há consumo de energia. Também no contacto da apara com a ferramenta de corte há consumo de energia devido ao atrito. Entre as diversas teorias que pretendem relacionar as várias grandezas postas em jogo (ângulo de corte, coeficiente de atrito, ângulo de ataque da ferramenta, força normal, força tangencial, etc.) merece especial menção a teoria de Merchant (1945), que ainda é razoavelmente aceite, embora não explique tudo, nem sirva, por exemplo, para prever se vai haver ou não arranque de apara, e muito menos a forma desta. Também é certo que nenhuma teoria consegue prever o que vai acontecer quando se maquina um material em relação ao qual não há experiência. Uma tal teoria tem sido uma espécie de “Santo Graal” da maquinagem.

2.5. Teoria de Merchant ou da energia mínima

Seja então uma ferramenta (parte sombreada da figura 2.8) que arranca aparta, actuando com uma profundidade de corte f , com um ângulo de ataque α , desprendendo-se a aparta segundo um ângulo de corte ϕ . O coeficiente de atrito vale $\tan \lambda$.

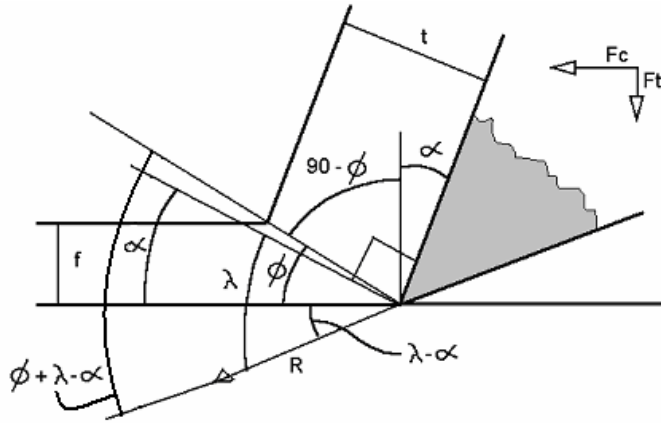


Fig. 2.8 – Ferramenta de corte arrancando aparta

Definindo K como sendo a projecção da tensão tangencial produzida pela força resultante R (F_c , F_t) sobre o plano de corte tem-se:

$$K = \frac{R \cos(\phi + \lambda - \alpha) \sin \phi}{fd} \quad (d = \text{espessura da ferramenta}) \quad (2.12)$$

E para F_c e F_t :

$$F_c = \frac{Kfd \cos(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \quad (2.13)$$

$$F_t = \frac{Kfd \sin(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \quad (2.14)$$

O consumo de energia depende de F_c . Esta componente da força será mínima para um determinado ângulo ϕ . Para o determinar teremos que derivar F_c em ordem a ϕ e igualar a derivada a zero para achar o mínimo. Ficarà então:

$$\frac{dFc}{d\phi} = \frac{Kfd \cos(\lambda - \alpha) \cos(2\phi + \lambda - \alpha)}{\sin^2 \phi \cos^2(\phi + \lambda - \alpha)} = 0 \quad (2.15)$$

Sendo

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\lambda - \alpha}{2} \quad (2.16)$$

a solução procurada.

2.6. Considerações sobre a energia específica

Na rectificação, o valor da energia específica (quantidade de energia/unidade de volume de material arrancado) é extremamente elevado em relação aos processos de maquinagem “normais” (torneamento, fresagem, etc.). Na rectificação, a energia específica é, na maioria dos casos, superior ao dobro da energia necessária para fundir o material arrancado, energia essa que constituiria um limite lógico para o gasto de energia. Tal consumo de energia, muito superior ao consumo para o caso da maquinagem, só poderá ser explicado, se admitirmos que na rectificação intervêm outros factores.

Tendo os grãos abrasivos formas variadas, é de admitir que a cada forma corresponda um determinado tipo de comportamento. Além disso os grãos abrasivos não têm sempre superfícies planas. Um grão esférico apresentará um ângulo de ataque variável em função do seu grau de penetração no material a abradir o qual depende por exemplo da pressão a que está submetido, como se pode ver na figura 2.9. (Hokkirigawa e Kato, 1988 e 1995)

A parte direita da figura 2.9 mostra claramente que o desgaste cresce muito rapidamente com o grau de penetração.

Mas o tipo de material a abradir influencia também o processo. O gráfico da esquerda mostra três áreas em função do grau de penetração e do factor adimensional f , definido como sendo o cociente entre a resistência ao corte do material a abradir na região por onde passa a esfera (encruado), e a tensão limite de elasticidade ao corte no material de base como se exemplifica na figura 2.10.

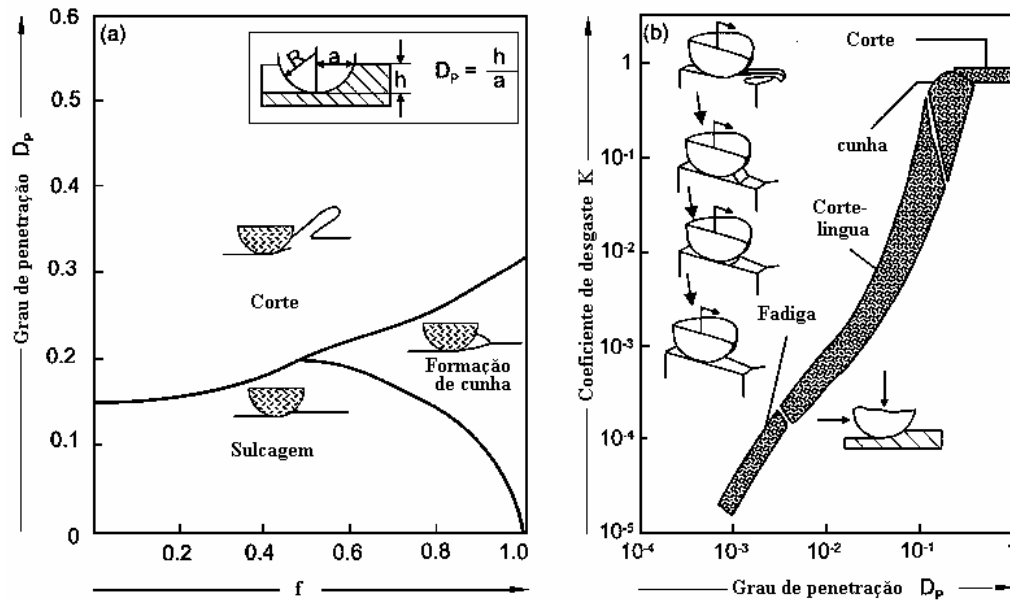


Fig 2.9 – Desgaste em função do grau de penetração D_p (parte da direita) e comportamento de uma partícula esférica em função do grau de penetração e do factor adimensional f definido na figura 2.10 (parte esquerda) (Hokkirigawa e Kato, 1988 e 1995)

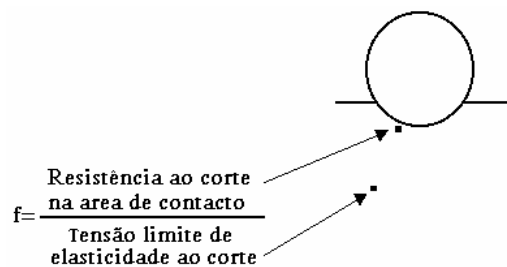


Fig 2.10 – Definição do factor f

Assim, a microsulcagem consome energia sem arrancar material. Mas a partícula “abrasiva” pode apenas deformar elasticamente o material sem produzir qualquer outro efeito que não seja o consumo de energia. Esta será dissipada fundamentalmente para o interior da peça, e perdida para o exterior de várias maneiras (acção do líquido de corte-refrigeração, radiação da peça etc.). Então, a energia efectivamente gasta em “cortar material é uma fracção da energia total dispendida.

2.7. Efeito da dureza das partículas abrasivas

Segundo Zhun-Gar (1987) a dureza das partículas abrasivas é também um factor da maior importância. A figura 2.11 é bem elucidativa desse facto. O factor principal é a relação “dureza do grão abrasivo” / “dureza do material a desgastar”. Também é importante saber se o material a abradir é monofásico ou polifásico. Tratando-se de materiais monofásicos, enquanto a dureza da partícula abrasiva for inferior à do material a abradir, o desgaste é diminuto. Quando as durezas se aproximam o desgaste cresce rapidamente, atingindo um patamar quando a relação “Dureza do grão abrasivo”/“Dureza do material a desgastar” atinge aproximadamente o valor de 1,2. A partir daí não tem interesse aumentar a dureza do grão abrasivo. Para materiais polifásicos o aumento da taxa de desgaste sofre um aumento ainda antes da relação “Dureza do grão abrasivo”/“Dureza do material a desgastar” atingir o valor 1. O aumento da taxa de desgaste inicia-se quando o grão atinge a dureza da fase mais macia. O crescimento da taxa de desgaste atinge também um patamar, mas apenas quando a relação “Dureza do grão abrasivo”/“Dureza da fase mais dura” atinge o valor 1,2, o que implica uma relação “Dureza do grão abrasivo”/“Dureza do material a desgastar”, bastante maior que 1,2. Também o patamar tem um valor de desgaste mais elevado, uma vez que, nos materiais polifásicos, há maior tendência para as microroturas.

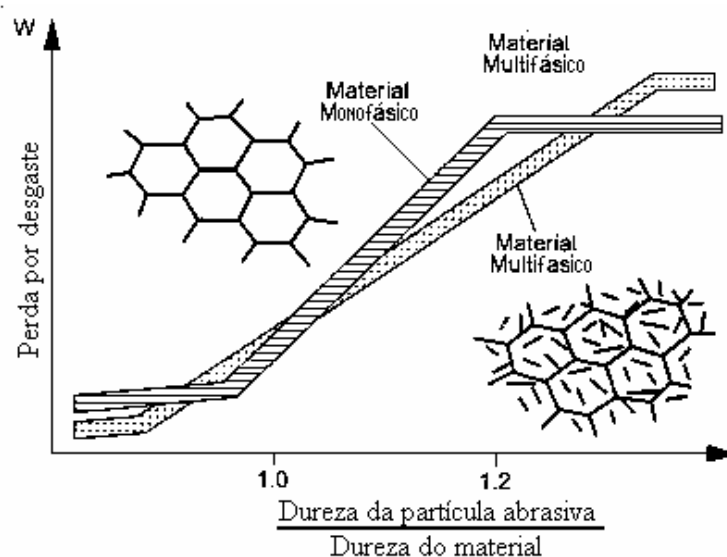


Fig. 2.11 – Desgaste em função da relação “dureza do grão abrasivo”/“dureza do material a abradir” (ou da sua fase mais dura caso se trate de um material polifásico)

De acordo com Rabinowitz (1965) o volume arrancado dependeria do ângulo de ataque α da força normal e da dureza do material (figura 2.12).

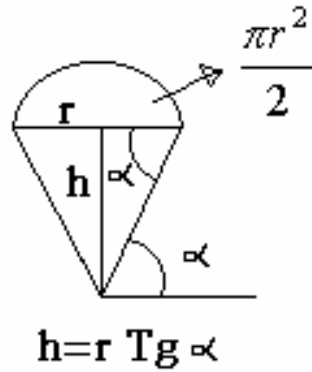


Fig. 2.12- Ângulo α de um grão abrasivo

Admitindo a dureza como sendo = (Força / área semicírculo)

$$H = \frac{F_N}{\frac{\pi r^2}{2}} \quad (2.17)$$

ou

$$r^2 = \frac{2F_N}{\pi H} \quad (2.18)$$

o volume removido, para uma distância percorrida S será:

$$W_v = S r h = S r \cdot r \operatorname{tg} \alpha = S r^2 \operatorname{tg} \alpha \quad (2.19)$$

e então,

$$W_v = S \frac{2F_N}{\pi H} \operatorname{tg} \alpha \quad (2.20)$$

ou seja,

$$\frac{W_v}{S} = \frac{2 \operatorname{tg} \alpha}{\pi} \cdot \frac{F_N}{H} \quad (2.21)$$

Esta equação, conhecida por equação de Rabinowitz é idêntica à equação (2.1). Apenas introduz o ângulo α , mas pressupõe também que a partícula tem forma cónica.

Um grão abrasivo, como já se disse, pode ter vários comportamentos sobre o material a abradir. Então, de acordo com a figura 2.13 (Zum-Gahr, 1987), uma aresta deslocando por unidade de comprimento um volume A_V remove efectivamente um volume

$$A_V - (A_1 + A_2) \quad (2.22)$$

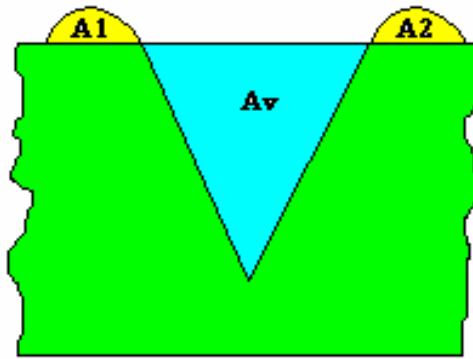


Fig. 2.13 – Efeito de uma aresta abrasiva sobre um material.

Seja:

$$f_{ab} = \frac{A_V - (A_1 + A_2)}{A_V} \quad (2.23)$$

Assim definido, f_{ab} é um número adimensional, e pode ser encarado como sendo o rendimento da acção de um grão cónico. É, em princípio, inferior à unidade, a não ser que haja microroturas, caso em que A_1 e A_2 serão negativos. O mesmo autor afirma que f_{ab} poderia ser traduzido, para os casos em que $\varphi_s \geq \varphi_{lim}$ pela formula:

$$f_{ab} = 1 - \left(\frac{\varphi_{lim}}{\varphi_s} \right)^{2/\beta} \quad (2.24)$$

em que:

φ_{lim} - Capacidade de deformação do material a desgastar antes que ocorram microfracturas.

φ_s - Deformação efectiva na superfície de desgaste

β - Factor que descreve o decaimento da deformação com o aumento da profundidade abaixo da superfície de desgaste

De acordo com este modelo o desgaste linear definido como sendo o desgaste por unidade de comprimento seria:

$$W_{l/s} = \phi_1 \left[1 - \left(\frac{\varphi_{lim}}{\varphi_s} \right)^{2/\beta} \right] \frac{p}{H_{def}} \quad (2.25)$$

Ou

$$W_{l/s} = \phi_1 f_{ab} \frac{p}{H_{def}} \quad (2.26)$$

Sendo: H_{def} = A dureza do material mais deformado ou seja, das aparas

ϕ_1 = Um factor geométrico que depende da forma dos grãos abrasivos

p = pressão superficial

Com

$$\beta \approx (H_{def} / H)^{1/3} \quad (2.27)$$

Como

$$W_{l/s} = \phi_1 f_{ab} \frac{p}{H_{def}} \equiv \frac{1}{W_{l/s}} = \frac{1}{\phi_1 p} \frac{H_{def}}{f_{ab}} \quad (2.28)$$

Então, para as mesmas condições (ϕ_1 e p constantes) a resistência ao desgaste deveria ser proporcional ao cociente H_{def} / f_{ab} . A figura 2.14 mostra essa correlação.

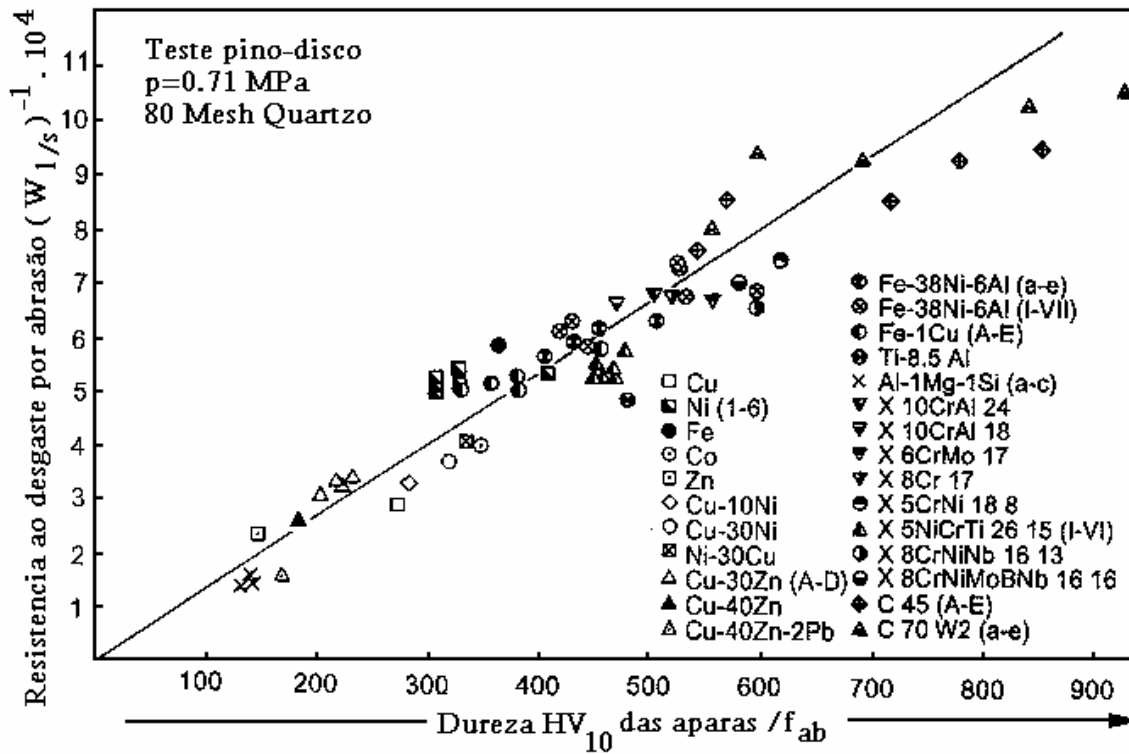


Fig. 2.14 – Relação entre a resistência ao desgaste e H_{def}/f_{ab} (Zum-Gahr,1988)

Na zona da direita nota-se algum desvio no sentido da diminuição da resistência ao desgaste. Trata-se de materiais muito duros, pois a elevada abcissa é conseguida à custa da dureza das aparas, e não do valor de f_{ab} .

2.8. Efeito da tenacidade do material a abradir

Deste modo, para elevadas durezas, o mecanismo de desgaste deve ser melhor traduzido por outra expressão.

Nestes casos a tenacidade deverá ser um parâmetro a considerar. Quando há fendas naturais no material de base (como no caso do ferro fundido cinzento) a resistência ao desgaste pode ser determinada, usando modelos de mecânica da fractura, e uma “pressão crítica”, acima da qual há fragmentação (microrotura).

Zum-Gahr (1988) propõe a seguinte expressão para o cálculo dessa pressão crítica:

$$p_{crit} = \phi_2 \cdot \frac{\lambda \cdot K_{llc}^2}{D_{ab}^2 \cdot H \cdot \mu^2} \quad (2.29)$$

em que

ϕ_2 =Constante

K_{llc} = Tenacidade ao corte

λ =Distância média entre as fendas

D = Tamanho das partículas abrasivas

μ =Coeficiente de atrito

Então quando há microcorte e microroturas ter-se-á:

$$W_{l/s} = \phi_1 \cdot \frac{P}{H_{def}} + \phi_3 \cdot A_f \cdot D_{ab} \frac{P^{3/2} \cdot H^{1/2}}{K_{llc}^2} \mu^2 \cdot \Omega \quad (2.30)$$

Com:

$$\Omega = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{P}{P_{crit}} \right)^{1/2} \right\} \quad (2.31)$$

Sendo A_f = fracção de área defeituosa.

A resistência ao desgaste, para materiais muito duros depende mais da tenacidade do que da dureza. No gráfico da figura 2.15 vê-se que para materiais muito duros a resistência ao desgaste é função da tenacidade. No gráfico pode ver-se que há uma relação inversa entre a dureza e a tenacidade, e que a resistência ao desgaste só evolui no mesmo sentido da dureza se o material não for frágil, logo pouco duro. De qualquer modo no gráfico pode ver-se que a banda de dispersão de valores é bastante larga.

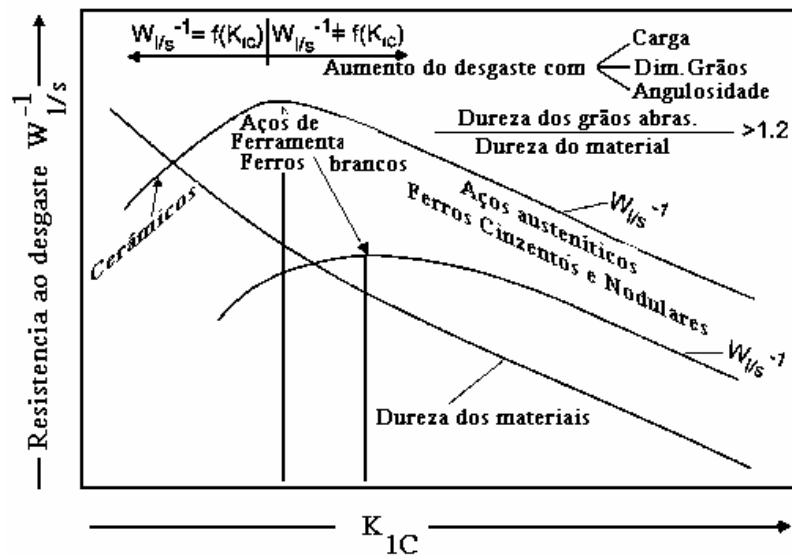


Fig. 2.15 – Relação entre a tenacidade dos materiais e a sua resistência ao desgaste (Zum-Gahr, 1988)

2.9. Abrasivos

A utilização de abrasivos pelo homem, perde-se na noite dos tempos. A necessidade de utilizar utensílios cortantes e perfurantes, levou-o, por certo, quer a utilizar objectos naturalmente afiados (dentes, espinhos, etc.), ou a produzi-los a partir de materiais que apresentam fractura angulosa (sílex, obsidiana, etc.). Admite-se que só posteriormente aprendeu que, esfregando certos materiais noutros, conseguia obter as mesmas formas cortantes e perfurantes. Nesse momento o homem estava a utilizar o processo de abrasão como meio de conformação de materiais. Deve ter afiado a madeira, e a própria pedra, pois esfregando uma pedra noutra, a mais macia sofre desgaste.

Com a utilização dos metais, embora estes possam ser afiados por forjamento, a utilização do processo de abrasão constituiu um meio de melhorar as arestas de corte. Além disso o processo é muito mais simples do que a utilização da forja.

2.9.1. Abrasivos naturais

Os primeiros abrasivos eram naturais. A ardósia contém pequenas partículas de sílica na sua composição, e o grês (arenito) é constituído por grãos de areia (normalmente quartzo) ligados

por um cimento. Inicialmente estes abrasivos eram pedras, mais ou menos lisas, sendo as ferramentas esfregadas nelas. Com a invenção da roda estas pedras passaram a ser talhadas de modo a produzir as mós.

2.9.1.1. O grês

Apesar de ser ainda utilizado em certas indústrias, como a vidraria, desapareceu quase completamente das oficinas mecânicas. Como se disse é constituído por grãos de areia ligados por um cimento natural. O grês, ou arenito, é uma rocha sedimentar formada em meio seco.

2.9.1.2. O esmeril

O esmeril é composto de cristais de alumina cuja percentagem varia entre 30 e 70%. Estes cristais, nucleados de óxido de ferro e de sílica, constituem jazidas que se encontram no mar Egeu, particularmente na ilha de Naxos na Turquia. Também, actualmente, não se usa.

2.9.1.3. A alumina natural (corindom)

O corindom natural é constituída por cristais de alumina e a sua composição é variável (90 a 97% Al_2O_3). Actualmente também não se usa

2.9.2. Abrasivos artificiais

As primeiras mós artificiais usavam abrasivos naturais. Em 1877, nos Estados Unidos, Norton fabricou a primeira mó cerâmica vitrificada utilizando como abrasivo o esmeril. Ainda nos Estados Unidos por volta de 1890 apareceram as primeiras mós vitrificadas usando o corindom natural (Al_2O_3) que se encontra no Canadá, na Índia e na África do Sul.

2.9.2.1. Abrasivos aluminosos

O corindom ordinário artificial, fabricado por volta de 1900 por Norton como nome de Alundun, é produzido fundindo a bauxite hidratada em fornos Higgins (de arco electrico). O corindom ordinário tem cerca de 95% de alumina (Al_2O_3), e 4 a 5% de óxido de ferro e titânio. Sendo muito robusto e muito resistente aos choques foi utilizado durante muito tempo

nos metais ferrosos. Menos duro que o carboneto silício não pode ser utilizado para afiar as ferramentas de carboneto de tungsténio, mais duras que ele. Mas é utilizado para trabalhar todos os metais de grande resiliência.

O corindom superior foi produzido em 1910, e é constituído por 99% de alumina. A sua produção comporta duas fases:

- Produção de alumina amorfa por electrólise da bauxite
- Cristalização da alumina amorfa em forno eléctrico.

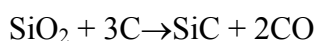
A operação é levada a cabo em meio alcalino e produz um produto poroso de arestas vivas. O corindom ordinário e o corindom superior são produzidos em lingotes sendo posteriormente fragmentados e moídos.

Em 1942 foi produzido pela Norton Cie um abrasivo constituído por cristais puros de alumina alfa com o nome comercial de Alundum 32. É um abrasivo de grande pureza, muito resistente e com numerosas arestas vivas.

Na produção de abrasivos à base de Alumina podem ser adicionados certos elementos, que lhe modificam a dureza e a friabilidade. As tabelas 2.1 e 2.2 mostram alguns valores relativos às características dos abrasivos convencionais (alumina e carboneto de silício). (Cadwel e Duwell, 1960).

2.9.2.2. Carboneto de silício (SiC)

Não existe no estado natural (excepto nos meteoritos). Foi descoberto ocasionalmente por Edouard Goodrich Acheson, que tentava produzir diamante. Obtém-se reduzindo a sílica pura a 2200 graus centígrados pelo carbono, de acordo com a seguinte reacção química:



Cristaliza na forma hexagonal e apresenta arestas de uma grande finura, variando a sua cor entre o verde e o preto. A sua fragilidade bastante grande permite-lhe trabalhar os metais não ferrosos sem empastamento da mó devido à constante formação de arestas vivas e sem que se verifique desgaste exagerado da mó. Sendo particularmente duro é utilizado para trabalhar o

ferro fundido e afiar ferramentas em carboneto de tungsténio (economia de mós diamantadas). Na sua produção obtêm-se simultaneamente as duas variedades de SiC (verde e preta) bem como carvão por reagir e ainda areia queimada, parcialmente reduzida. Estes dois últimos componentes voltam ao forno, fazendo parte da carga seguinte.

Quer o SiC verde, quer o preto são ambos mais duros que a alumina, e comparáveis na friabilidade às variedades mais duras desta. O SiC verde é um material de elevada pureza e tem aplicações electrónicas (é semiconductor), pelo que é mais caro. É ligeiramente mais duro que o SiC preto e também mais friável.

Estas características sugerem que o SiC deveria ser melhor que a alumina para rectificação fina, o que realmente acontece para metais não ferrosos e para cerâmicos. Contudo, devido a sua alta reactividade com o ferro, o carboneto de silício tem pior comportamento que a alumina no caso dos aços, dando origem a grande desgaste da mó. Exceptuam-se ferros fundidos de elevada dureza, pois o seu alto teor de carbono minimiza a interacção química.

Tabela 2.1– Abrasivos à base de Alumina

Tipo de Grão	Dureza Knoop (Kg/mm ²)	Índice de friabilidade
Modificado (3% Cr)	2260	65.0
Branco	2120	56.6
Monocristalino	2280	47.7
Regular	2040	35.6
Microcristalino	1950	10.9
10% ZrO ₂	1960	10.9
40% ZrO ₂	1460	7.9
Sinterizada	1370	6.5

Tabela 2.2 – Abrasivos de Carboneto de Silício

Tipo de SiC	Dureza Knoop (Kg/mm ²)	Índice de friabilidade
Verde	2840	62.5
Preto	2680	57.2

A figura 2.16 (Malkin, 1989) relaciona a dureza Knoop com a friabilidade para os abrasivos convencionais. O índice de friabilidade é obtido submetendo uma amostra de abrasivo, calibrada, a um moinho de bolas, durante um certo tempo e medindo, posteriormente, a percentagem de material que passa num crivo de malha inferior. Essa percentagem é o índice de friabilidade (American National Standard B7418-1965).

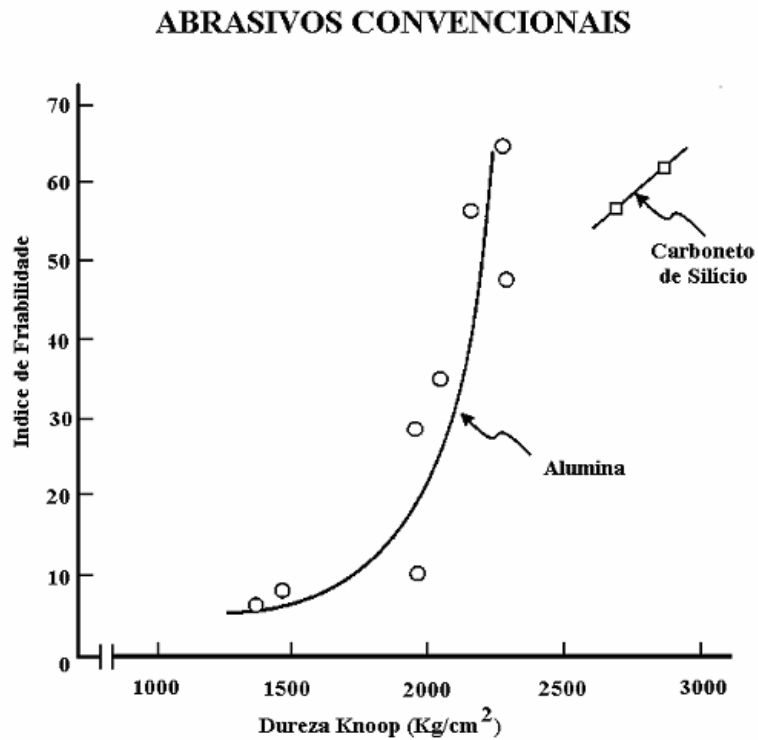


Fig.2.16 – Relação entre a dureza e o índice de friabilidade para o carboneto de silício (verde e preto) e para algumas variedades de alumina

2.9.3. Superabrasivos

2.9.3.1. Diamante

Actualmente os diamantes podem ser naturais ou artificiais. Nem todos os diamantes naturais têm qualidade para poderem ser utilizados como pedras preciosas devido à sua cor e tamanho. Dada a sua elevadíssima dureza (Dureza Knoop=8000) têm larga utilização como abrasivos de qualidade, embora com algumas limitações. Os diamantes sintéticos são produzidos submetendo a grafite a elevadas pressões e temperaturas em presença de um solvente

catalisador como por exemplo o níquel ou outro metal do grupo VII da tabela periódica. Com o níquel como catalisador, as condições operatórias são aproximadamente 2000 °C e 75-95 Kbar (Bundy, 1955; O'Donovan, 1974). Dependendo das condições operatórias e do tempo de processamento os diamantes variam muito em tamanho dos cristais e estruturas. Devido a este facto as características destes diamantes variam entre muito friáveis (policristalinos) e, monocristais octaédricos, muito robustos. Os diamantes friáveis são usados com ligantes cerâmicos na rectificação de carbonetos cementados. Neste caso os diamantes são recobertos de níquel para uma melhor aderência à resina, e para prevenir que o diamante sofra o efeito de oxidação quando em trabalho. Os diamantes de estrutura monocristalina são principalmente usados com um ligante metálico para cortar cerâmicas e pedra.

Apesar da sua dureza o diamante experimenta dificuldades na rectificação de materiais ferrosos (excepto para ferros fundidos muito duros) devido à grafitização e difusão do carbono no ferro, causando desgaste do grão (Malkin, 1989).

2.9.3.2. Nitrêto de boro cúbico

O nitrêto de boro, foi inicialmente produzido na sua forma hexagonal, sendo as suas características similares às da grafite. Dada a semelhança (do ponto de vista químico) entre o boro e o carbono, aventou-se a possibilidade de se produzir nitrêto de boro com estrutura cúbica. Tal foi conseguido a temperaturas da ordem de 1500-2000°C e com pressões da ordem de 50-90 Kbar usando metais alcalinos como solventes catalíticos (Wentorf, 1961).

Quase todos os cristais de nitrêto de boro cúbico (CBN) são monocristalinos, apesar de, recentemente, terem sido produzidos blocos microcristalinos com cristais de dimensões inferiores a 1µm. Na sua forma microcristalina o CBN é bastante mais resistente (menos friável). Os monocristais de CBN são blocos angulosos de superfícies muito lisas, o que torna difícil a aderência ao ligante. Analogamente ao diamante um pré-revestimento com níquel melhora a aderência ao ligante, normalmente, uma resina.

Em relação ao diamante, o CBN apresenta a vantagem de ter uma maior estabilidade térmica. Quer o diamante quer o CBN são estáveis, sob vácuo até 1400°C. Mas em atmosfera normal, no CBN, forma-se uma camada protectora de B₂O₃ que o protege até 1300°C. Pelo contrário,

o diamante, só é estável até 800°C (em atmosfera normal), o que causa vários problemas, nomeadamente a impossibilidade de o utilizar com a maioria dos ligantes vitrificados, pois a sua temperatura de vitrificação é bastante superior. Os ligantes vitrificados são muito raramente usados com diamante, mas estão a ser cada vez mais a ser usados com o CBN.

A tabela 2.3 compara os superabrasivos com os principais abrasivos convencionais.

Tabela 2.3 – Comparação entre abrasivos convencionais e superabrasivos (Malkin, 1989)

	Material			
	Alumina (Al ₂ O ₃)	Carboneto de Silício(SiC)	Nitrêto de Boro Cúbico(CBN)	Diamante (C)
Estrutura Cristalina	Hexagonal	Hexagonal	Cúbica	Cúbica
Densidade (g/cm ³)	3,98	3,22	3,48	3,52
Ponto de fusão (°C)	2040	~2830	3200~a 105Kbar (ponto triplo)	3700~a 130Kbar (ponto triplo)
Dureza Knoop (Kg/cm ₂) *	2100	2400	4700	8000

* Valor aproximado — Depende da pureza e orientação do cristal

2.10. Ligantes

O papel dos ligantes consiste em manter juntos os grãos abrasivos. Um ligante deve ser suficientemente forte para resistir simultaneamente às forças de abrasão, às temperaturas, à força centrífuga e aos líquidos de corte. Idealmente, o ligante, deverá conseguir a rigidez da mó e reter os grãos abrasivos, mas permitir que os grãos obtusos se libertem.

Há seis tipos principais de ligantes para abrasivos convencionais:

1. Resinóides (com ou sem reforço)
2. Goma laca
3. Oxiclorídricos
4. Borracha (com ou sem reforço)
5. Silicatos
6. Vitrificados

Para superabrasivos há três tipos de ligantes:

1. Resinóides
2. Vitrificados
3. Metálicos

Mais de metade das mós com abrasivos convencionais são vitrificadas. No passado estas mós estavam limitadas a velocidades periféricas da ordem de 30 m/s. Actualmente com a introdução de reforços essas mós trabalham a velocidades da ordem de 80-90 m/s, havendo casos extremos que podem ir até 120 m/s.

As misturas vítreas são constituídas por argila, feldspatos e fundentes. Essas misturas fundem entre 950 e 1400 °C. As misturas com mais argila e menos fundentes têm maior ponto de fusão, sendo assim possível controlar a sua viscosidade e a sua tensão superficial. Deste modo consegue-se regular a estrutura da mó em termos de resistência e porosidade.

As misturas vítreas são quase exclusivamente usadas com abrasivos de alumina, em percentagem ponderal alumina/mistura vítrea variando entre 2 e 6. Nos casos em que é desejada uma maior porosidade poderá ser adicionada à mistura um material de enchimento combustível, como por exemplo serradura de madeira. A mistura é prensada para se obter a forma pretendida, sendo depois aquecida em fornos até temperaturas superiores a 1260°C. No ciclo térmico a parte mais demorada é o arrefecimento, que se não for suficientemente lento pode criar tensões que levam à produção de fendas na mó. Mós grandes podem necessitar de semanas de tempo de arrefecimento. O aquecimento é relativamente rápido, e o tempo de estágio também. Valores típicos são 1 a 2 dias para o aquecimento e 12 horas para o período de estágio à máxima temperatura.

2.10.1. Ligantes resinóides

Os ligantes resinóides são constituídos por uma resina fenólica termoendurecível misturada com um plastificador. As mós são moldadas e “curadas” a cerca de 150-200°C. Estas mós são muito resistentes aos choques e são usadas com abrasivos convencionais (entre outras operações) para rectificação grosseira de peças angulosas. São também usadas com superabrasivos (diamante para a rectificação de carbonetos sinterizados, e CBN para rectificação de aços). Os ligantes resinóides são atacados pelos líquidos de corte alcalinos, especialmente a altas temperaturas e com exposição prolongada.

2.10.2. Ligantes de borracha

Os ligantes de borracha consistem em borracha sintética ou natural vulcanizada. A borracha e o abrasivo são misturados, sendo adicionado enxofre como agente vulcanizador. A operação de vulcanização é feita sob pressão a temperaturas de 150-275°C. A principal aplicação de mós deste tipo são operações de corte praticamente isentas de queima do material.

2.10.3. Ligantes de silicato de sódio

Estes ligantes são misturados com o abrasivo, postos num molde, secos e curados. São, actualmente muito pouco usados. Usam-se para produzir mós de grandes dimensões, trabalhando a baixa velocidade. Curiosamente, no passado, eram usados para produzir mós vitrificadas por pequenos fabricantes, dada a sua facilidade de utilização.

2.10.4. Goma laca

A goma laca é um material orgânico natural e é, no presente, muito raramente usada. É misturada com o abrasivo e aquecida sob pressão. Dá origem a mós elásticas.

Usa-se ainda em certas operações de cutelaria, e para dar acabamento a cilindros de laminadores.

2.10.5. Ligantes oxiclорídricos

São também muito raros. Foram no entanto muito usados por volta de 1890. São constituídos por um cimento endurecível a frio. O seu uso actual é restringido a alguns discos de corte, trabalhando exclusivamente a seco.

2.10.6. Ligantes metálicos

Os ligantes metálicos usam-se largamente com superabrasivos. Os mais comuns são bronzes sinterizados, produzidos por processos de pulverometalurgia. Para produzir variações na dureza da mó introduzem-se modificadores, ou alteram-se as características do bronze. Outros ligantes metálicos sinterizados (mais resistentes) são feitos de ferro e níquel. Outros ainda, para mós de superabrasivos, são obtidos por electrodeposição. Uma das vantagens da electrodeposição de superabrasivos consiste no facto de se conseguir uma camada única de abrasivo numa pré-forma, o que torna as mós mais baratas (economia de diamante ou de CBN), e ainda a possibilidade de produzir mós de perfil anguloso e raios muito pequenos.

2.11. As Mós

2.11.1. Caracterização das mós

Para caracterizar uma mó precisamos, numa primeira análise, de saber qual é:

- O seu abrasivo
- O seu ligante
- A sua estrutura

Já se referiram os abrasivos mais utilizados na manufactura de mós. Mas para além do tipo de abrasivo, tem que se definir o seu tamanho. Depois de produzidos, os grãos abrasivos são classificados (separados por tamanhos) através de vários métodos (peneiração, sedimentação, etc.). Numa primeira aproximação diremos que, grãos grandes permitem arrancar mais material por unidade de tempo (operações de desbaste, rebarbação, etc.), e que grãos pequenos permitem um melhor acabamento superficial.

No que respeita ao ligante, ele pode ser, como já se disse, de vários tipos. A sua natureza é muito importante, pois para além de condicionar a velocidade periférica da mó, condiciona a actuação dos grãos abrasivos. Quando rectificamos um material duro, os grãos têm tendência a perder as suas arestas cortantes. Nessa altura, o grão deverá ser arrancado por aumento da força de atrito, mas tal só acontecerá de o ligante o soltar. Então o ligante deverá ser fraco. Para materiais macios passa-se o contrário.

A “dureza de uma mó” depende da dureza (melhor dito, da resistência) do seu ligante, que por sua vez depende não só da resistência intrínseca deste, mas da quantidade e forma das ligações que promove entre os grãos. Uma mó dura é aquela que tem um ligante duro, (resistente) e não a que tem grãos duros. Os países anglo-saxónicos usam o termo “grade” para se referirem a esta característica, a qual seria traduzida como grau. Mas os nossos operadores referem-se sempre às mós como duras e macias. Feito este esclarecimento, podemos referir uma regra básica, que se encontra em qualquer manual prático de mecânica, e que é a seguinte: “Mós macias para materiais duros, mós duras para materiais macios”.

A estrutura da mó é a maneira como os grãos, ligante, e vazios se distribuem. Para além do ligante, a mó tem espaços vazios, como se pode ver no esquema da figura 2.17.

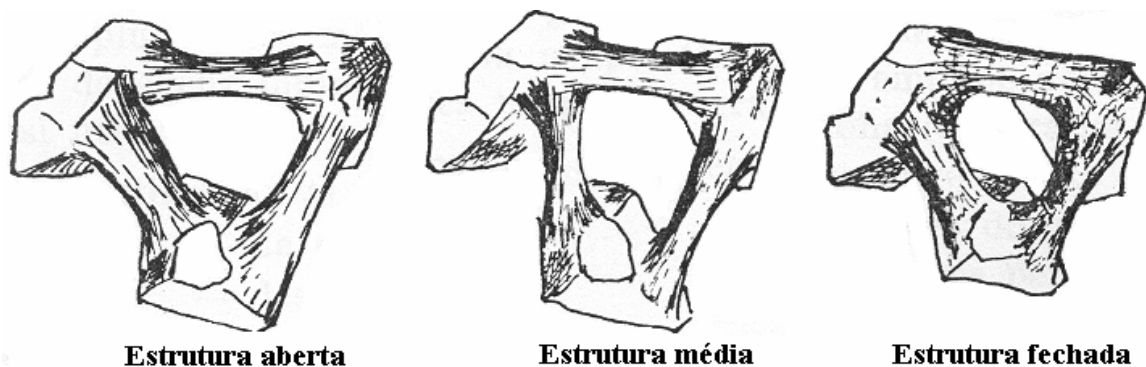


Fig. 2.17 – Estrutura das mós (esquema)

A quantidade destes vazios tem uma grande influência no comportamento da mó. Grande quantidade de vazios torna a mó mais macia. Para além disso, se a zona de contacto da mó com o material for grande, são necessários muitos espaços para onde as aparas possam ir antes que essa parte da mó deixe de estar em contacto com o material a rectificar. A falta destes espaços tem como consequência que os grãos abrasivos deixam de cortar, pois o

pequeno espaço à sua frente fica cheio de aparas. Nesse momento a mó está apenas a produzir calor sem arrancar material. Uma mó com grandes espaços (de estrutura aberta) é mais macia, sofrendo por isso maior desgaste, mas permite arrancar mais material por unidade de tempo. Quando o material a rectificar tem grande tendência a aderir à mó, usar uma mó aberta é uma das soluções para esse problema.

Também a relação entre o volume de grãos e o volume de ligante tem influência no comportamento da mó. Quanto menos ligante a mó tiver mais macia ela é.

Deste modo o volume de uma mó divide-se entre o volume ocupado pelos grãos, o volume ocupado pelo ligante, e o volume não ocupado, ou vazio (volume dos poros). É então possível construir um diagrama ternário com estes três componentes (grãos, ligante e poros) como o da figura 2.18, onde cada ponto corresponde a uma combinação percentual “volume dos grãos - volume de ligante - volume dos poros”.

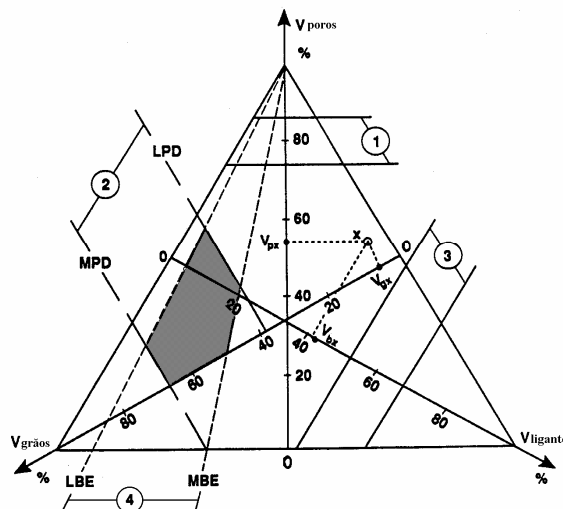


Fig. 2.18 – Diagrama ternário “volume dos grãos - volume de ligante - volume dos poros” (Peters, *et.al.*1968)

Refira-se ainda algumas considerações sobre diagramas ternários para melhor compreendermos a composição das mós.

Cada ponto no meio do triângulo corresponde a uma composição bem determinada poros-abrasivo-ligante.

No diagrama temos 3 eixos que terminam num vértice cada um. Para um dado componente (volume de poros, por ex. – eixo vertical) o vértice superior corresponde a 100% de poros e a base horizontal do triângulo corresponde a 0 % de poros. Assim cada ponto situado numa linha horizontal tem a mesma percentagem de poros. Cada ponto situado numa paralela ao lado direito do triângulo tem o mesmo volume de grãos abrasivos, e cada ponto situado numa linha paralela ao lado esquerdo do triângulo tem o mesmo volume de ligante.

Também têm interesse as linhas rectas que partem de um vértice do triângulo. Por exemplo para as linhas que partem do vértice superior (linhas 4), cada ponto situado numa delas tem a mesma relação grão/ligante.

Deste modo compreendemos que a zona sombreada está delimitada pelas seguintes condicionantes:

1. A relação volume de grão/volume de ligante varia entre 2 limites (linhas 4).
2. O volume de grão varia também entre 2 limites-38 e 70 % (linhas 2)
3. O volume dos poros será sempre maior que o volume de ligante (pontos situados acima do eixo dos grãos).

Na figura 2.19 podemos ver uma ampliação da zona sombreada da figura 2.18

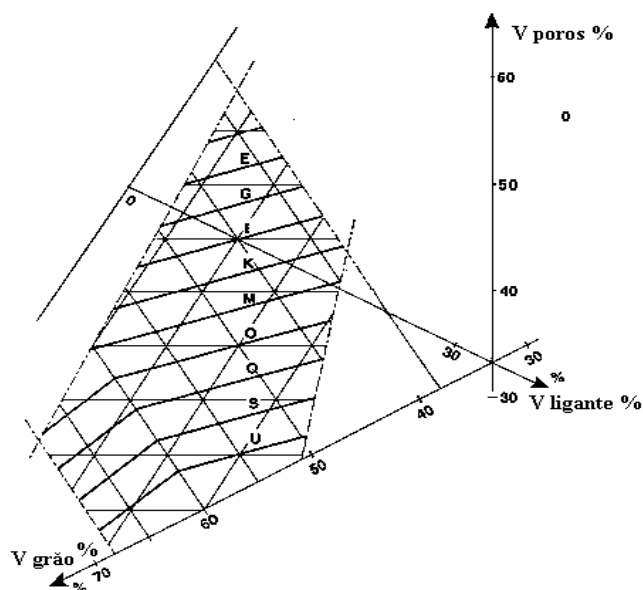


Fig. 2.19 – Ampliação da zona sombreada da figura 2.18

Na figura 2.19 as linhas referenciadas pelas letras E,G,I, ... U referem-se à dureza da mó. Apresentam uma quebra na zona com volume do grão igual a 60%. Para volume de grão inferior a 60% (a grande maioria das mós tem volume de grão inferior a 60%) as linhas de igual dureza são pouco inclinadas em relação à horizontal. Isso significa que a dureza da mó varia mais com o volume de poros que com o volume de grão ou o volume de ligante. Então poderemos dizer que não é a resistência do ligante em si, mas a resistência dependente da sua estrutura que condiciona a dureza da mó.

2.11.2. Referência das mós

Industrialmente as mós são definidas por uma série de números e de letras. Esta referência é mais ou menos universal, embora possa haver ligeiras diferenças de fabricante para fabricante. Nas figuras 2.20 e 2.21 mostram-se dois exemplos de referencia de mós, sendo a primeira referente a abrasivos convencionais (Alumínio e carboneto de silício), e a segunda referente a superabrasivos (diamante e nitrêto de boro cúbico). Há muitas normas em vigor, pelo que as referências variam ligeiramente de fabricante para fabricante (ANSI B74.12–1976 R 1982; ANSI B74.13–1982, etc.)

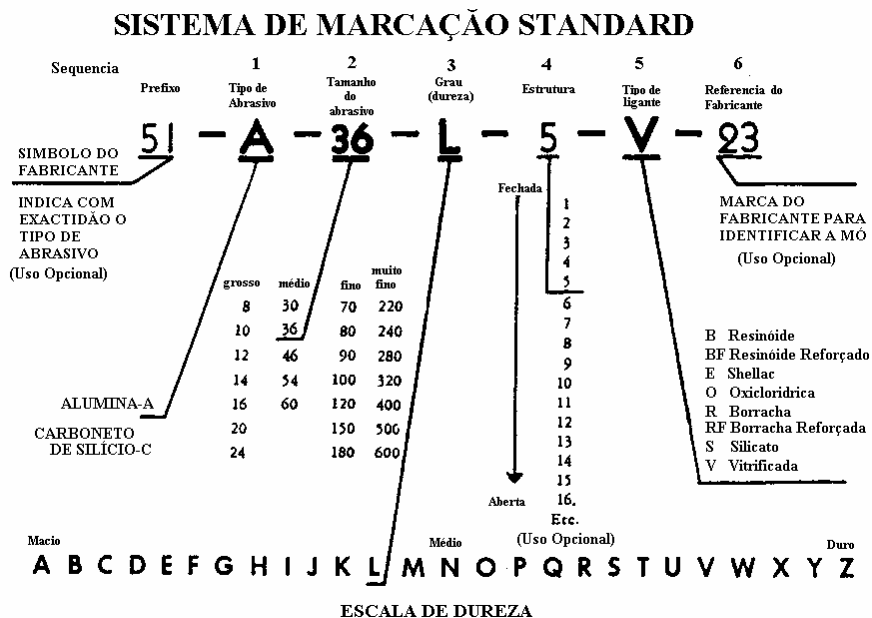


Fig. 2.20 – Exemplos de referência de mós de abrasivos convencionais (ANSI B74.13–1982)

- Conformação da mó
- Preparação da superfície de corte da mó

A equilibragem da mó, em princípio só se faz uma vez, mas as outras duas operações são executadas várias vezes ao longo do ciclo de vida da mó.

Depois de montada no eixo, a mó deverá ser testada em termos de equilíbrio. Caso não esteja equilibrada deverão ser colocados contrapesos no suporte para a equilibrar. Seguidamente será conformada e se tal operação a desequilibrar, a posição dos contrapesos deverá ser alterada (ou seja será novamente equilibrada). Finalmente a superfície de corte da mó deverá ser preparada para conseguir desta o comportamento ao corte desejado.

Com o decorrer do tempo, a superfície de corte da mó altera-se, sendo necessário conformá-la e refazer a superfície de corte.

Com os abrasivos convencionais estas duas operações são executadas simultaneamente, daí que, no nosso país apenas se fale em rectificar a mó.

A nomenclatura anglo-saxónica tem termos distintos para as duas operações. Para a conformação da mó usa o termo “truing”, e para o acondicionamento da superfície de corte da mó usa o termo “dressing”.

Para super abrasivos estas duas operações são executadas, normalmente, em separado.

A rectificação das mós convencionais é, normalmente, executada com um diamante. Este, mais duro que os grãos abrasivos da mó, pode arrancar ou mesmo cortar estes mesmos grãos. Já as mós diamantadas são rectificadas com bocados de mó de alumina. Neste caso os grãos de alumina atacam preferencialmente o ligante da mó diamantada fazendo soltar (e por vezes fracturar) os grãos de diamante. As mós de nitrêto de boro cúbico rectificam-se da mesma maneira.

A rectificação (acondicionamento) das mós é uma operação das mais importantes na rectificação de materiais. O comportamento da mó no trabalho subsequente à rectificação é

largamente dependente do estado da superfície de corte das mós, influenciando largamente as forças de corte, a quantidade de calor gerada durante a rectificação, as características da superfície obtida, etc.

2.12. Conclusões

Pode-se concluir que não há um único mecanismo para abrasão. A largura de material arrancado por um grão abrasivo pode ser superior à área varrida, igual à área varrida, inferior à área varrida pelo grão abrasivo, ou pode nem sequer haver arranque de material.

Da mesma maneira durante a rectificação um grão abrasivo pode ter diferentes efeitos sobre o material a rectificar, dependendo de diversos factores. Um mesmo grão pode causar simultaneamente vários dos efeitos que se acabam de descrever.

Deste modo uma mó, uma lixa, etc., apresentando um conjunto de grãos de formas variadas vai promover simultaneamente arranque de material de várias maneiras.

No entanto, cada mecanismo abrasivo pode ser caracterizado por um comportamento médio em face de determinado material a abradir e perante determinadas condições operatórias.

Na prática há dois grandes grupos de abrasivos: Convencionais (grãos de alumina e de carboneto de silício) e superabrasivos (diamante e nitrêto de boro cúbico)

Há seis tipos de ligantes, mas o seu emprego depende do tipo de abrasivo da mó e da utilização que esta vai ter.

Para além do grão abrasivo e do ligante, o comportamento de uma mó depende também da sua estrutura.

Capítulo 3

Efeito do calor sobre as superfícies rectificadas

Capítulo 3

3. Efeito do calor sobre as superfícies rectificadas

3.1. Introdução

3.2. Efeitos do calor

3.3. Estudo analítico das temperaturas geradas durante a rectificação

3.3.1. Rectificação superficial

3.3.2. Rectificação profunda

Capítulo 3

Efeito do calor sobre as superfícies rectificadas

3.1. Introdução

A rectificação, sendo um processo que envolve quantidades de energia por mm^3 de material arrancado extremamente elevadas, vai submeter, ainda que localmente, as peças ou parte destas a ciclos térmicos bruscos, uma vez que estas solicitações apresentam grandes variações de temperatura em intervalos de tempo muito curtos.

A acção dos grãos abrasivos de uma mó sobre uma peça a rectificar varia consoante a forma física daqueles e ainda depende das variáveis operatórias.

Os grãos abrasivos têm forma variada e só uma pequena parte deles tem, em cada momento, morfologia adequada ao arranque de aparta. Quando tal acontece a interacção do grão com a peça produz calor que se distribui pela aparta, pelo grão activo e pela peça.

Porém, outros grãos, apenas sulcam a peça, e embora possam contribuir para um posterior arranque, o seu efeito imediato consiste em produzir calor que, não indo para a aparta, se distribui pela peça e pelo grão.

Outros ainda, limitam-se a deslizar pela peça, sem praticamente a sulcar produzindo unicamente calor que se distribui da maneira indicada no parágrafo anterior.

A presença de líquidos lubrificantes/refrigerantes intervém mais no sentido de arrefecer globalmente a peça do que no de impedir temperaturas localizadas muito altas.

3.2. Efeitos do calor

Convém aqui ressaltar que a energia proveniente da mó é quase integralmente transformada em calor (Malkin, 1989). As consequências poderão ser:

- Têmpera – Nos aços, se as temperaturas forem suficientemente elevadas, como o arrefecimento é sempre muito rápido pode ocorrer a têmpera, com consequente aumento de dureza da zona afectada.
- Revenido – Alguns autores referem esta possibilidade, uma vez que, na maior parte dos casos as temperaturas não são suficientemente elevadas para que ocorra têmpera mas são compatíveis com o revenido. Outros autores argumentam que, sendo o revenido um processo de difusão (que precisa de tempo para a sua realização) não ocorre durante a rectificação a não ser que a peça fique quente durante bastante tempo por falta de refrigeração.
- Tensões superficiais de tracção – Uma rápida subida de temperatura pode dilatar a camada superficial da peça de modo a deformá-la plasticamente. O posterior arrefecimento vai “esticar” a camada superficial criando tensões residuais de tracção, propícias à iniciação de fendas de fadiga.
- “Queima” – Este fenómeno é um dos mais referenciados na literatura (Malkin, 1989, Tawakoly, 1993 *et. al*) e foi estudado fundamentalmente para aços, mas pode também ocorrer em outros materiais. O termo queima advém de, na maioria dos casos, as peças em aço apresentarem uma tonalidade acastanhada ou azulada de acordo com as “cores de revenido”. Embora esta coloração seja muitas vezes eliminada no “spark out” esta operação não elimina o dano que está por baixo dessa camada oxidada. A “queima” não deverá ocorrer em situações normais, pois é devida a temperaturas excessivas causadas por incorrecta actuação ou utilização de mós inadequadas. Profundidade de corte excessiva, mó demasiado dura, refrigeração deficiente, mó mal acondicionada (inadequadamente rectificada) podem isoladamente ou em conjunto causar este fenómeno, cujas consequências, para além de uma eventual coloração da superfície rectificada, poderão ser as descritas nos itens anteriores (têmpera, tensões superficiais de tracção, eventualmente revenido).

Segundo Malkin (1989) é possível, em cada caso, através da medição da energia específica gasta (u^*) saber se estamos numa situação de queima ou não (industrialmente

a maneira mais fácil de o conseguir é medir a potência consumida no veio da mó). Pondo num gráfico $d_e^{1/4} \cdot a^{-3/4} \cdot V_w$ versus (u^*) , a linha limiar de queima é aproximadamente uma recta, como se pode ver na figura 3.1. Nesta equação d_e é o diâmetro equivalente da mó, a é a profundidade de corte e V_w é a velocidade da peça.

Deste modo as temperaturas que ocorrem na superfície e nas camadas adjacentes à superfície rectificada são da maior importância para qualidade da superfície gerada.

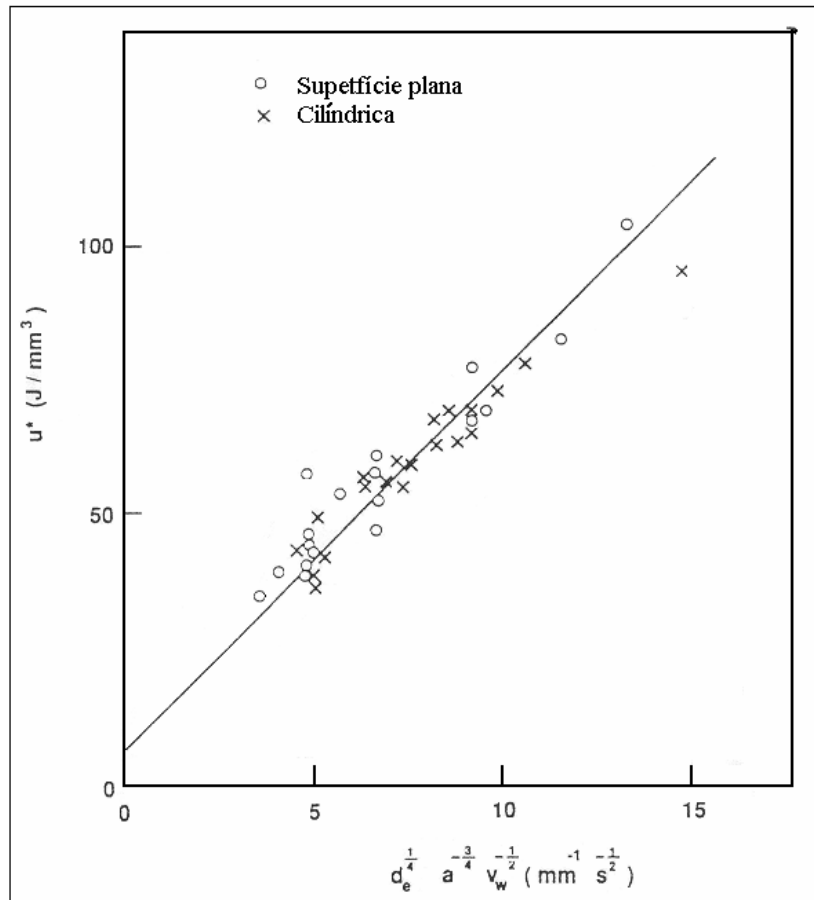


Fig.3.1 – Linha limiar de queima para aços ao carbono, de baixa e média liga

Pode-se afirmar que uma rectificação pode estar incorrecta se:

- A dimensão final da peça estiver incorrecta (verificável por medição)
- A topografia da superfície gerada não for a adequada (verificável com o rugosímetro)

- A superfície da peça estiver encruada (verificável em certos casos por medição de microdureza)
- Houver dano térmico (em certos casos muito difícil de detectar)

Estes quatro itens estão apresentados por ordem crescente de dificuldade de detecção. Deste modo há todo o interesse em saber que temperaturas se geram durante a rectificação e quais os factores que as condicionam, uma vez que a falta de controlo deste parâmetro (temperatura gerada durante a rectificação) impede, em certos casos, de saber qual a real causa de algumas falhas em serviço de peças de construção mecânica.

3.3. Estudo analítico das temperaturas geradas durante a rectificação

3.3.1. Rectificação superficial

Para além do arranque de apara podemos considerar que, durante a rectificação superficial, dado que a geometria da peça não sofre praticamente variação dimensional (excepto para alguns μm removidos), estamos em presença de uma banda deslizando sobre a superfície da peça que lhe fornece calor. Esta banda deslizando é a superfície de contacto da mó com a peça. Uma fracção da energia consumida entra na peça sob a forma de calor. Estamos então perante a situação da figura 3.2

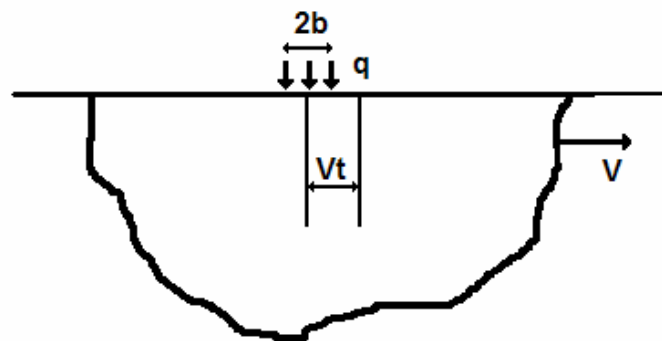


Fig. 3.2 – Banda de comprimento $2b$, deslocando-se à velocidade V e fornecendo um fluxo de calor q

Pretendemos determinar analiticamente a variação térmica no corpo semi-infinito onde a banda desliza.

A lei de Fourier para a condução de calor num sólido isotrópico pode ser escrita da seguinte maneira:

$$\nabla \alpha \nabla T + Q^* = \rho C \frac{DT}{Dt} = \rho C \left(\frac{\partial T}{\partial t} + V \nabla T \right) \quad (3.1)$$

em que

Q^* = Geração interna de calor por unidade de volume

K = Condutividade

ρ = Densidade

C = Calor específico

Não havendo geração interna de calor e sendo K constante teremos:

$$k \nabla^2 T = \rho C \left(\frac{\partial T}{\partial t} + V \nabla T \right) \quad (3.2)$$

ou

$$\nabla^2 T = \frac{1}{\alpha} \frac{DT}{Dt} \quad (3.3)$$

sendo: $\alpha = \frac{K}{\rho C}$ a difusividade térmica.

Uma grande parte dos estudos baseia-se nos trabalhos pioneiros de Blok (1937) e Jaeger (1942) que usaram métodos baseados em fontes de calor e posteriormente muitos outros investigadores como Kuhlmann-Wilsdorf (1987) entre outros.

Seja então uma fonte de calor pontual fornecendo por unidade de tempo uma quantidade de calor Q , activada no instante $t=0$ no ponto $x = x'$, $y = y'$, $z = 0$ como se mostra na figura 3.3. Consideremos a superfície $z = 0$ isolada excepto para a fonte de calor.

Carslaw e Jaeger (1959) mostraram que a solução para este problema transiente é dada por:

$$\Delta T(x, y, z, t) = \frac{Q / \rho C}{4(\pi \alpha)^{3/2}} \int_{t'=0}^t \frac{e^{-(r^2 / 4 \alpha (t-t'))}}{(t-t')^{3/2}} dt' \quad (3.4)$$

sendo: $r = \left[(x-x')^2 + (y-y')^2 + z^2 \right]^{1/2}$ a distância da fonte de calor ao ponto considerado.

Usando a função de erro assim definida:

$$\operatorname{erfc}(X) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_x^\infty e^{-X^2} dX \quad (3.5)$$

a equação anterior ficará então

$$\Delta T = \frac{Q / \rho C}{2 \pi \alpha r} \operatorname{erfc}\left(\frac{r}{\sqrt{4 \alpha t}}\right) \quad (3.6)$$

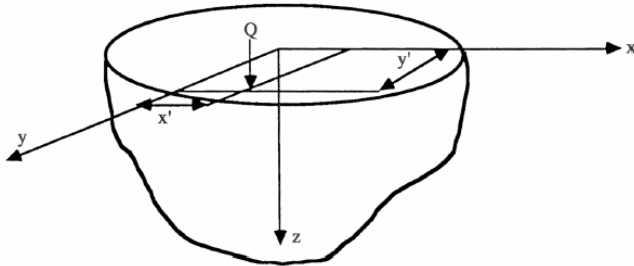


Fig. 3.3 – Fonte pontual num espaço estacionário semi-infinito

A função de erro $\operatorname{erfc}(X)$ é apresentada graficamente na figura 3.4. Aí vemos que $\operatorname{erfc}(0) = 1$, de modo que quando $t \rightarrow \infty$ ou $X \rightarrow 0$ a temperatura é dada por:

$$\Delta T_{ss} = \frac{Q / \rho C}{2 \pi \alpha r} = \frac{Q}{2 \pi k r} \quad (3.7)$$

Esta solução não é válida para $r = 0$. Isso implica que as temperaturas são extremamente altas para uma fonte altamente concentrada. Em qualquer caso real, a fonte de calor tem que ter dimensões finitas.

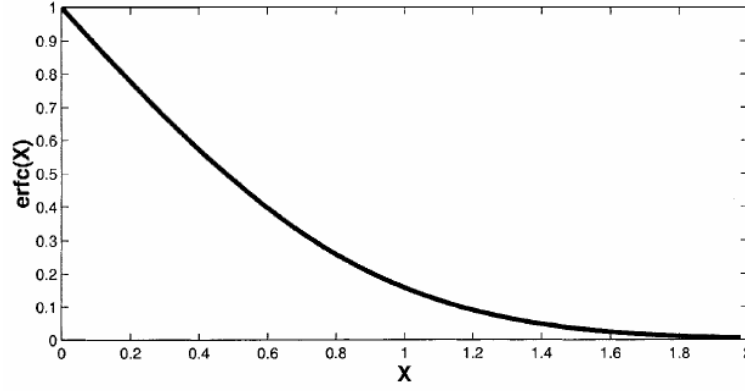


Fig. 3.4 – Função de erro erfc (X)

Vamos agora considerar que a fonte de calor não é um ponto mas sim uma área finita. Seja então q o fluxo de calor (por unidade de área). Podemos considerar uma fonte de calor $Q = dx' dy'$ actuando no ponto x', y' . A temperatura estacionária no ponto P (x, y, z) devida a esta fonte pode ser calculada usando a equação (3.7), e valerá:

$$dT = \frac{q dx' dy'}{2\pi k \left[(x - x')^2 + (y - y')^2 + z^2 \right]^{1/2}} \quad (3.8)$$

A subida de temperatura (estacionária) no ponto P devida a todas as fontes de calor será

$$\Delta T = \iint_{A'} \frac{q dx' dy'}{2\pi k \sqrt{(x - x')^2 + (y - y')^2 + z^2}} \quad (3.9)$$

sendo A' a área onde $q(x', y')$ está distribuído.

Analogamente a subida de temperatura transiente pode ser obtida integrando a eq. (3.6)

$$\Delta T = \iint_{A'} \frac{q}{2\pi k \sqrt{(x - x')^2 + (y - y')^2 + z^2}} \operatorname{erfc} \left(\frac{(x - x')^2 + (y - y')^2 + z^2}{4\alpha t} \right)^{1/2} dx' dy' \quad (3.10)$$

No caso da fonte de calor actuar uniformemente sobre toda a superfície ($x = 0$; $-\infty < x' < \infty$; $-\infty < y' < \infty$) a integração da equação (3.10) vem:

$$\Delta T = \frac{2q}{k} \left[\left(\frac{\alpha t}{\pi} \right)^{1/2} e^{-z^2/4\alpha t} - \frac{z}{2} \operatorname{erfc} \frac{z}{2\sqrt{\alpha t}} \right] \quad (3.11)$$

Este é o caso de transferência de calor numa barra linear com o fluxo de calor q numa extremidade (Carslaw and Jaeger, 1959).

A subida de temperatura na extremidade ($z = 0$) é dada por:

$$\Delta T = \frac{2q}{k} \left(\frac{\alpha t}{\pi} \right)^{1/2} = 2q \left(\frac{t}{\pi \rho C k} \right)^{1/2} \quad (3.12)$$

Para o caso de uma fonte de calor em forma de banda de largura $2b$ e de comprimento infinito ($-b < x' < b$; $-\infty < y' < \infty$) a expressão da distribuição de temperatura para $z=0$ (Carslaw and Jaeger, 1959) é a seguinte:

$$\Delta T = \frac{q}{k} \left(\frac{\alpha t}{\pi} \right)^{1/2} \left[\operatorname{erf} \frac{b+x}{2\sqrt{\alpha t}} + \operatorname{erf} \frac{b-x}{2\sqrt{\alpha t}} - \frac{b+x}{2\sqrt{\pi \alpha t}} \operatorname{Ei} \left(-\frac{(b+x)^2}{4\alpha t} \right) - \frac{b-x}{2\sqrt{\pi \alpha t}} \operatorname{Ei} \left(-\frac{(b-x)^2}{4\alpha t} \right) \right] \quad (3.13)$$

sendo a função de erro

$$\operatorname{erf}(X) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^X e^{-u^2} du$$

e a exponencial integral

$$\operatorname{Ei}(-X) = - \int_X^\infty \frac{e^{-u}}{u} du \quad (3.14)$$

O gráfico da equação (3.14) apresenta-se na figura 3.5. Pode ver-se que o máximo de temperatura ocorre para o centro da banda ($x = 0$) e vale

$$\Delta T_{\max} = \frac{2q}{k} \left(\frac{\alpha t}{\pi} \right)^{1/2} \left[\operatorname{erf} \frac{b}{\sqrt{4\alpha t}} - \frac{b}{\sqrt{4\pi\alpha t}} \operatorname{Ei} \left(-\frac{b^2}{4\alpha t} \right) \right] \quad (3.15)$$

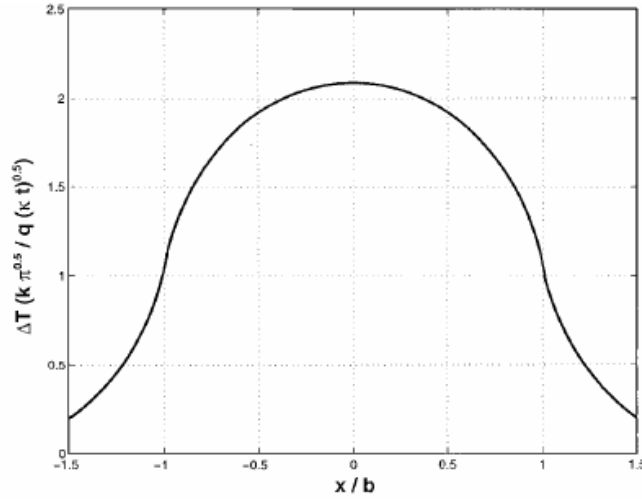


Fig. 3.5 – Representação gráfica da Equação (3.14). Notar que o máximo de temperatura ocorre para o centro da banda ($x = 0$)

Para elevados intervalos de tempo a equação (3.15) tende para o estado estacionário

$$\Delta T_{\max_{ss}} = \frac{2qb}{k\sqrt{\pi}} \quad (3.16)$$

Caso de uma fonte de calor estacionária num corpo em movimento (ou fonte de calor em movimento num corpo estacionário).

Este problema foi tratado por Carslaw and Jaeger, (1959) e utiliza dois sistemas de coordenadas:

- Sistema fixo (x, y, z) com origem na fonte de calor estacionária
- Sistema móvel (x', y', z'), solidário com o corpo em movimento com velocidade V

A relação entre os dois sistemas de coordenadas é a seguinte:

$$x' = x - Vt \quad y' = y \quad z' = z$$

Deste modo a temperatura num ponto P no tempo t é $T(x,y,z,t) = T(x' + Vt, y, z, t)$.

A lei de Fourier para a condução de calor num corpo em movimento é a equação (3.1)

e temos para as condições actuais que:

$$\frac{DT}{Dt} = \frac{\partial T}{\partial t} + V \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.17)$$

A solução para este caso é (Carslaw and Jaeger, 1959)

$$\Delta T = \frac{Q/\rho C}{\pi^{3/2} \alpha R} e^{\frac{Vx}{2\alpha}} \int_{\zeta=R/\sqrt{\alpha t}}^{\infty} e^{-\zeta^2 - V^2 R^2 / 16 \alpha^2 \zeta^2} d\zeta \quad (3.18)$$

onde $R = x^2 + y^2 + z^2$.

Quando $t \rightarrow \infty$ a subida de temperatura ΔT aproxima-se do valor quasi-estacionário ΔT_{ss}

$$\Delta T_{ss} = \frac{Q}{2\pi k R} e^{-V(R-x)/2\alpha} \quad (3.19)$$

Analogamente ao caso de uma fonte estacionária esta solução não é valida para $r=0$, ou seja na fonte de calor.

Uma condição mais realista é o caso de uma fonte de calor de dimensões finitas. Qualquer problema envolvendo uma fonte de calor finita sobre a superfície de um corpo semi-infinito em movimento poderá ser solucionado por integração da equação (3.19) para um caso estacionário ou a equação (3.18) para um caso transiente.

Caso de uma banda uniforme actuando numa zona em que: $-b \leq x \leq b$, $-\infty \leq y \leq \infty$ num corpo em movimento.

Vamos considerar um corpo semi-infinito movendo-se com velocidade V na direcção x , e uma fonte de calor que fornece um fluxo q na banda acima definida.

A subida de calor quasi-estacionária para este caso é obtida integrando a equação (3.19). O resultado é (Carslaw e Jaeger, 1959)

$$\Delta T = \int_{-b}^b \frac{q}{\pi k} e^{\frac{V(x-x')}{2\alpha}} K_0 \left[\frac{V}{2\alpha} \left((x-x')^2 + z^2 \right)^{1/2} \right] dx' \quad (3.20)$$

Onde K_0 é a função de Bessel modificada de segunda espécie e ordem zero. Este resultado pode ver-se no gráfico da figura 3.6.

Pode ver-se que o resultado depende muito do número de Peclet (adimensional) definido como

$$Pe \equiv \frac{Vb}{2\alpha} \quad (3.21)$$

em que:

V = velocidade da peça

b = semicomprimento do contacto peça-mó

α =difusividade

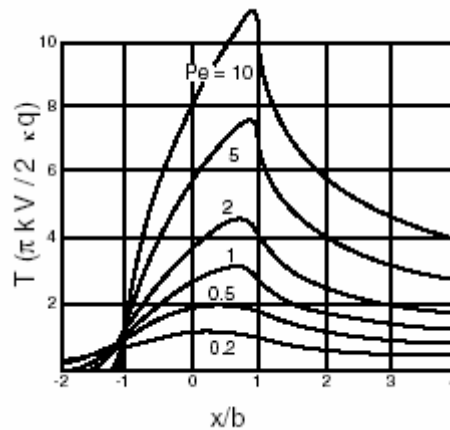


Fig. 3.6 – Subida de temperatura para o caso de um sólido semi-infinito percorrido por uma banda de comprimento $2b$ à velocidade V fornecendo um fluxo de calor q

Para valores elevados de Pe ($Pe \geq 10$) vemos que a máxima temperatura ocorre na cauda da banda deslizante (lado oposto ao sentido de deslocamento). Neste caso a máxima subida de temperatura é dada por

$$\Delta T_{\max} = \frac{2qb}{k\sqrt{\pi Pe}} \quad (3.22)$$

Para este caso, Malkin (1989) apresenta a equação

$$\theta_m = \frac{1,13q\alpha^{\frac{1}{2}}a^{\frac{1}{4}}d_e^{\frac{1}{4}}}{KV_w^{\frac{1}{2}}} \quad (3.23)$$

em que

θ_m = Máxima subida de temperatura

q = Fluxo de calor

α = Difusividade

a = Profundidade de passagem

d_e = Diâmetro equivalente da mó

K = Condutividade

V_w = Velocidade da mesa da rectificadora

Trata-se da mesma expressão, como facilmente se demonstra considerando que:

$$lc = \sqrt{ad_e} = 2b$$

Para a determinação analítica da temperatura em profundidade, Malkin (1989) apresenta a equação:

$$\theta_m = \frac{2\alpha q}{\pi k V_w} 3.1 Pe^{0.53} e^{[-0.69 L^{-0.37} Z]} \quad (3.24)$$

Com $Z = \frac{V_w z}{2\alpha}$ e z = distância à superfície

Na superfície ($z=0$, e portanto $Z=0$) a parte exponencial toma o valor unitário e o valor da temperatura deveria ser o postulado pela equação (3.23). A ligeira discrepância deve-se ao facto de se ter considerado neste caso que Pe estaria compreendido entre 0,5 e 10 e que Z variaria entre 0 e 4.

O gráfico da equação (3.24) pode ver-se na figura 3.7

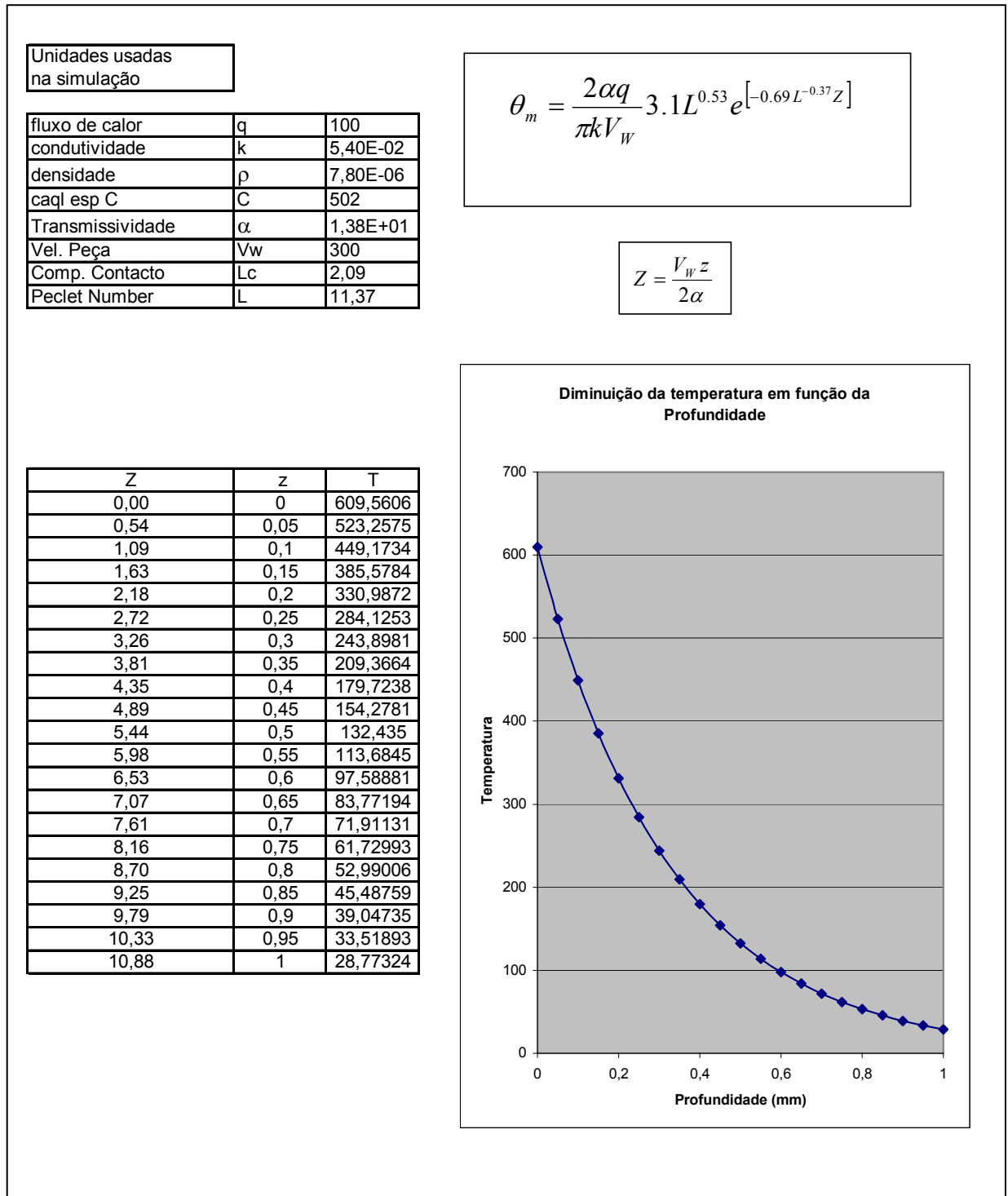


Fig. 3.7 – Representação gráfica da equação (3.24)

3.3.2. Rectificação profunda

Para o caso da rectificação profunda (creep feed grinding e high efficiency deep grinding) vários modelos têm sido propostos. No entanto neste caso estamos perante uma situação muito diferente em relação à rectificação superficial, pois aqui (rectificação superficial) parece aceitável admitir que uma única passagem da mó não altera substancialmente a forma da peça, e que a massa desta é praticamente a mesma antes e depois da passagem da mó. A energia que vai para as aparas é pura e simplesmente subtraída à energia total, de modo que é válido admitir que a energia que não vai para as aparas nem para a mó nem para o fluido de corte entra para a peça sendo espalhada por esta e só posteriormente escoada da peça pela refrigeração de um modo global. Então podemos dizer que há uma determinada percentagem de energia proveniente da mó que entra na peça.

Na rectificação profunda temos que considerar que uma certa quantidade de calor que entra na "peça" durante a rectificação vai posteriormente ser removida nas aparas sem nunca ter entrado na "peça final", visto que, sendo a passagem profunda, a peça final pode ter uma espessura 25 mm menor que a peça inicial.

O estabelecimento de um modelo matemático que nos possa ser útil como ferramenta de cálculo no sentido de nos poder fornecer um meio de calcular as temperaturas que se geram em tais situações não parece ser tarefa fácil, uma vez que se tem de partir de certos pressupostos não confirmados experimentalmente, e cuja lógica pode ser posta em causa.

Rowe (2001) apresentou um modelo matemático onde coloca algumas hipóteses, que lhe possibilitam chegar a determinados resultados. Nesse artigo pressupõe que o "arco" de contacto é um plano inclinado, e que a inclinação desse plano aumenta com a profundidade de corte. Conclui que quanto maior for a profundidade de corte menor é a temperatura que se gera na peça final, o que não nos parece correcto, pois aumentar a profundidade de corte não altera a forma do arco de contacto junto da superfície gerada (em rectificação plana). Por outro lado, mantendo todo o resto igual (velocidade da peça, velocidade e diâmetro da mó e refrigeração) e aumentando a profundidade de corte teremos mais calor a entrar na peça (referente à profundidade adicional) e só parte

deste calor será removido em forma de aparas indo o restante para a peça final. Pode ainda afirmar-se que sendo a profundidade de corte maior, o arco de contacto é também maior, e sendo os poros da mó os mesmos, haverá maior quantidade de aparas para o mesmo espaço entre os grãos o que diminui a possibilidade de os grãos abrasivos poderem cortar, gerando portanto mais calor.

Rowe admite também que o fluxo de calor tem a forma triangular sendo maior na parte superior do arco (do plano inclinado neste caso). Justifica, dizendo que nesta zona as aparas são mais grossas e por isso se gera mais calor. Mas isso pode ser questionado, pois sabemos que tendo a aparta a forma de uma cunha curva, com menor espessura junto à nova superfície gerada, é nessa zona que o material a remover vai sofrer mais cortes por unidade de comprimento, logo será aí que se produzirá mais calor. Por outro lado sabemos também que não são os grãos que cortam os que geram a maior quantidade de calor.

Tawakoli (1993) mostrou experimentalmente que as temperaturas no arco de contacto são da mesma magnitude, sendo maiores precisamente na parte junto à nova superfície gerada. Curiosamente Rowe, nas suas referências bibliográficas inclui o trabalho de Tawakoli.

Jin, Rowe e McCormac (2002) propõem um novo modelo em que o plano inclinado é substituído pelo arco de círculo. Também admitem que a distribuição de calor poderá não ser triangular. Segundo estes autores e de acordo com a figura 3.8, a zona de contacto será uma superfície cilíndrica representada no plano pelo arco AB.

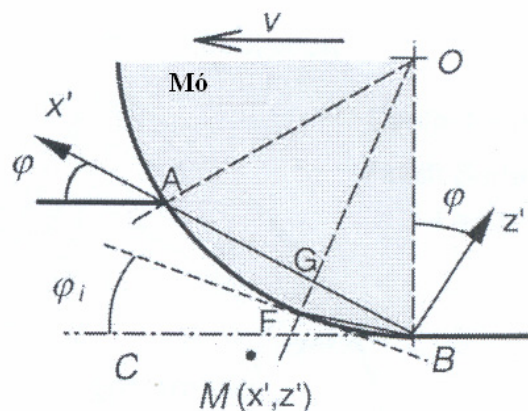


Fig. 3.8 – Fonte de calor circular

A fonte de calor na superfície a rectificar pode ser vista como uma integração de um número infinito de linhas em movimento dispostas à volta de um arco circular de raio R , fazendo em conjunto uma fonte de calor contínua. Cada linha é considerada infinita na direcção y , e de espessura infinitesimal na direcção circunferencial.

As linha de calor estão localizadas num sistema de coordenadas em movimento, $x' z'$, que se move a uma velocidade v como se mostra na figura 3.8. O ângulo φ_i varia desde 0 a 2φ . O valor médio de φ_i é φ . Uma linha fonte de calor individual dl_i no ponto $F(x'_i, z'_i)$ move-se com a velocidade v . O comprimento do arco BF é l_i . A subida de temperatura num ponto $M(x', z')$ na peça é influenciada pela linha fonte em movimento de espessura dl_i no ponto F. A subida de temperatura transiente após um período de tempo t pode ser obtida a partir na solução proposta por Carslaw e Jaeger (1959).

$$dT = \frac{q dl_i}{\pi k} \exp\left(-\frac{(x'-x'_i)v_x + (z'-z'_i)v_z}{2\alpha}\right) K_t\left[\frac{vr_i}{2\alpha}\right] \quad (3.25)$$

em que:

$$r_i = \sqrt{(x'-x'_i)^2 + (z'-z'_i)^2}$$

$$v_x = v \cdot \cos \varphi, \quad v_z = v \cdot \sin \varphi, \quad \varphi_i = \frac{l_i}{R}$$

α é a difusividade térmica e k é a condutividade.

A função K_t é definida como:

$$K_t[u] = \frac{1}{2} \int_0^\infty \exp\left(-\omega - \frac{u^2}{4\omega}\right) \frac{d\omega}{\omega} - \frac{1}{2} \int_p^\infty \exp\left(-\omega - \frac{u^2}{4\omega}\right) \frac{d\omega}{\omega} \quad (3.26)$$

onde

$$\omega = \frac{v^2 \tau}{4\alpha}; \quad \tau = t - t_i; \quad 0 \leq t_i \leq t$$

e

$$p = \frac{v^2 t}{4\alpha}$$

é o limite superior da variável de integração ω .

O primeiro termo na equação (3.26) é a função de estado estacionária de Bessel. $K_0[u]$ é a função de Bessel de segunda espécie e de ordem zero. Para uma solução não estacionária é necessário manter a segunda parte da equação (3.26) que é calculada de maneira análoga a $K_0[u]$, usando um programa de cálculo. Em regime estacionário este segundo termo é desprezado.

A subida de temperatura no ponto $M(x', z')$ é influenciada por toda a fonte de calor circular por integração da equação (3.25) ao longo do arco de contacto, ou seja,

$$T = \frac{1}{\pi k} \int_0^{l_c} q \exp\left(-\frac{(x'-x'_i)v_x + (z'-z'_i)v_z}{2\alpha}\right) K_0\left[\frac{v r_i}{2\alpha}\right] dl_i \quad (3.27)$$

o fluxo de calor q toma a forma

$$q = \bar{q}(n+1) \left(\frac{l_i}{l_c}\right)^n \quad (3.28)$$

$n=0$ corresponde a um fluxo de calor uniforme e $n=1$ a um fluxo de calor triangular, e \bar{q} é o fluxo de calor médio aplicado à superfície circular AFB na figura 3.8.

A equação (3.28) pode também ser expressa na sua forma adimensional com

$$X = \frac{vx'}{4\alpha}; Z = \frac{vz'}{4\alpha}; L = \frac{vl}{4\alpha} \quad (3.29)$$

sendo então

$$\bar{T} = \frac{\pi k v}{2\alpha \bar{q}} \quad (3.30)$$

Com a ajuda de programas de cálculo a equação (3.28) fornece a temperatura ao longo da superfície do arco AFB e ao longo da superfície final da peça, BC.

A equação (3.28) é uma solução transiente na qual a duração do tempo de passagem da mó é considerada relativamente curta. A solução aproxima-se do estado estacionário à medida que a distância de rectificação L_p se torna significativamente maior que o arco de contacto. A distância necessária para alcançar o estado estacionário depende do número de Peclet (ver eq. 3.21).

Capítulo 4

Aplicação do Método dos Elementos Finitos na Análise Condução de calor em Sólidos

Capítulo 4

4. Aplicação do Método dos Elementos Finitos na Análise Condução de calor em Sólidos.

4.1. Método dos Resíduos Pesados: Método das funções de peso de Galerkin

4.2. Método dos Elementos Finitos

4.2.1. Aplicação do Método dos Elementos Finitos à equação de condução de calor

4.2.2. Discretização do espaço

4.2.3. Discretização no tempo

4.2.4. - O processo iterativo em problemas não-lineares

Capítulo 4

Aplicação do Método dos Elementos Finitos na Análise da Condução de Calor em Sólidos.

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é técnica bastante utilizada na simulação de uma grande variedade de problemas. A condução de calor no interior dos sólidos inclui-se nesta lista, uma vez que este método se adapta muito bem aos casos de geometrias e condições de fronteira complexas.

A aplicação do MEF na resolução de um problema de engenharia, pode sintetizar-se nas seguintes principais etapas:

- formulação integral do problema (pelo método dos resíduos pesados, por métodos variacionais ou outros)
- discretização do problema
- resolução do sistema de equações resultante

4.1. Método dos Resíduos Pesados: Método das funções de peso de Galerkin

Segundo Zienkiewicz (2000), muitos dos actuais problemas de engenharia podem ser regidos por equações diferenciais do tipo

$$A(u) = \Re u + p = 0 \quad \text{para o domínio} \quad \Omega \quad (4.1)$$

sendo \Re um operador diferencial e p independente de u . A equação (4.1) poderá estar sujeita a condições de fronteira (em Γ) que podem ter também a forma diferencial

$$B(u) = \Im u + r = 0 \quad \text{em } \Gamma \quad (4.2)$$

Em que \Im é um operador diferencial e r é independente de u .

Só para alguns casos simples são conhecidas soluções analíticas para estas equações diferenciais. Então a função desconhecida u terá que ser estabelecida através de métodos numéricos, conhecendo-se como um dos métodos mais utilizados o “Método dos Resíduos Pesados”.

Pode-se tomar como primeiro passo para a aplicação do “Método dos Resíduos Pesados”, admitir que a função u (desconhecida) pode ser aproximada no domínio Ω por (Zienkiewicz, 2000; Reddy, 1986)

$$u \cong u^h = \sum_{m=1}^M N_m a_m \quad (4.3)$$

em que a_m ($m=1,2,...,M$) são parâmetros nodais a calcular e N_m ($m=1,2,...,M$) é um conjunto de funções independentes (habitualmente designadas por “funções de forma” ou “funções de aproximação”). De acordo com Zienkiewicz e Morgan (1983) este conjunto de funções deve ser escolhido de modo a assegurar uma melhor aproximação à medida que aumenta o número M de funções utilizadas. Então $\hat{u} \rightarrow u$ quando $M \rightarrow \infty$.

No método dos resíduos pesados os parâmetros a_m ($m=1,2,...,M$) são escolhidos de modo a tornar nulo não R_Ω , mas sim certas médias pesadas. Então, segundo Zienkiewicz, (2000), Cook, (1981) *et.al.* pode-se escrever

$$\int_{\Omega} W_l R_\Omega d\Omega = 0 \quad l=1,2,...,M \quad (4.4)$$

em que W_l são denominadas funções de peso

Dependendo da escolha das funções de peso W_l podem ser definidos diferentes métodos como sejam (Zienkiewicz 2000, César, de Sá, 1986; Vila Real 1988)

- O Método de Galerkin, em que as funções de peso são escolhidas de modo a serem iguais às funções de forma usadas na aproximação de u , resultando

$$\int_{\Omega} N_l R_{\Omega} d\Omega = 0 \quad l=1,2,\dots,M \quad (4.5)$$

- O método da colocação pontual, no qual o resíduo é feito nulo num número M de pontos do domínio
- O Método da colocação por subdomínios, onde o domínio é dividido em subdomínios, nos quais o integral do domínio é feito nulo.

O Método de Galerkin tem a vantagem de, no caso de A ser um operador diferencial simétrico, gerar matrizes simétricas.

Em várias formulações conhecidas é habitual fazer-se uma integração por partes, o que permite baixar a ordem das derivadas contidas em \mathfrak{R} . Neste caso a formulação denomina-se de formulação fraca, sendo a escolha das funções de forma um processo mais facilitado (Zienkiewicz 2000, Reddy 1986, Wriggers, 2002). O conceito do método dos resíduos pesados também pode ser estendido às condições de fronteira, havendo a necessidade de considerar um novo resíduo, agora na fronteira

$$R_{\Gamma} = B(\hat{u}) = \mathfrak{T}\hat{u} + r \neq 0 \quad \text{em } \Gamma \quad (4.6)$$

O método dos resíduos pesados fica então, segundo Zienkiewicz (2000)

$$\int_{\Omega} W_l R_{\Omega} d\Omega + \int_{\Gamma} \overline{W}_l R_{\Gamma} d\Gamma = 0 \quad l=1,2,\dots,M \quad (4.7)$$

sendo W_l e \overline{W}_l , respectivamente, as funções peso no domínio Ω e na fronteira Γ , as quais podem, em geral, ser independentes ou estar de alguma maneira relacionadas.

Note-se que se a condição (4.7) for imposta para todo o l , à medida que $M \rightarrow \infty$, necessariamente os resíduos R_{Ω} e R_{Γ} são obrigados a tender para zero, pois nestas condições $\hat{u} \rightarrow u$. Fica assim imposta, indirectamente, através da equação (4.7), a convergência para a função aproximada \hat{u} .

A consideração de um resíduo na fronteira tem a vantagem de não obrigar a que a função aproximada \hat{u} satisfaça exactamente as condições de fronteira (4.2), tornando, por isso menos restritiva a escolha das funções de forma.

Se os operadores A e B definidos em (4.1) e (4.2) forem lineares, a equação (4.7) conduz a um sistema de equações lineares com a seguinte forma

$$k_{lm}a_m = f_l \quad (4.8)$$

onde

$$k_{lm} = \int_{\Omega} W_l \Re N_m d\Omega + \int_{\Gamma} \overline{W_l} \Im N_m d\Gamma \quad 1 \leq l, m \leq M \quad (4.9)$$

$$f_l = -\int_{\Omega} W_l p d\Omega - \int_{\Gamma} \overline{W_l} r d\Gamma \quad 1 \leq l \leq M \quad (4.10)$$

A resolução do sistema de equações (4.8) permite determinar os parâmetros a_m que são os componentes do vector \mathbf{a}

$$\{\mathbf{a}\} = \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \\ a_m \end{Bmatrix} \quad (4.11)$$

necessários à definição da função aproximada de \hat{u} .

4.2 - Método dos Elementos Finitos

No método dos Elementos Finitos o domínio Ω é dividido em subdomínios, que se designam por elementos Ω^e , como se pode ver na figura 4.1 na qual estão representados vários tipos de elementos. A cada elemento está assim associado um determinado número de pontos discretos (os nós) localizados na sua fronteira ou no seu interior.

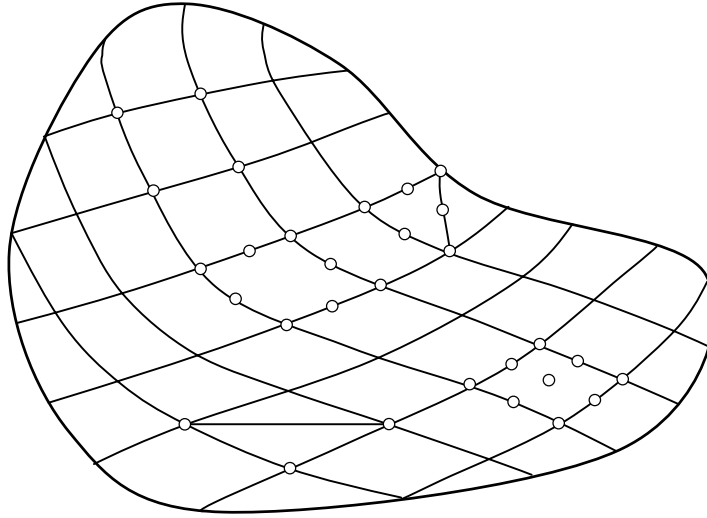


Fig 4.1 – Subdivisão do domínio em elementos finitos

De acordo com vários autores (Bathe, 1996; César de Sá, 1986; Vila Real, 1988 *et. al.*), uma aproximação \hat{u} da função desconhecida u , é obtida por interpolação das variáveis nodais a_m do elemento, através de funções de forma N_m .

$$u^e \cong \hat{u} = \sum_{m=1}^n N_m a_m \quad \text{em } \Omega \quad (4.12)$$

onde n é o número de nós do elemento associado ao elemento em análise.

Se as funções de forma N_m forem definidas de modo a assumirem o valor unitário no nó m e zero em todos os restantes nós do elemento, então pode-se escrever:

$$u^e \cong \hat{u} = \sum_{m=1}^n N_m u_m \quad \text{Em } \Omega^e \quad (4.13)$$

onde u_m corresponde ao valor da função u no nó m . Pode-se concluir que no Método dos Elementos Finitos, definindo-se as funções de forma de acordo com o que ficou descrito atrás, os parâmetros da aproximação têm um significado concreto, dependendo apenas do problema em análise (sejam temperaturas, deslocamentos, velocidades de escoamento, pressões, etc.).

Os integrais que aparecem na expressão (4.7) são agora obtidos somando-se as contribuições de cada elemento (Dhondt, 2004)

$$\int_{\Omega} W_l R_{\Omega} d\Omega = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega^e} W_l R_{\Omega^e} d\Omega^e \quad l=1,2,\dots,M \quad (4.14)$$

$$\int_{\Gamma} \overline{W}_l R_{\Gamma} d\Gamma = \sum_{e=1}^P \int_{\Gamma^e} \overline{W}_l R_{\Gamma^e} d\Gamma^e \quad l=1,2,\dots,M \quad (4.15)$$

em que E é o número total de elementos em que se subdividiu o domínio e P o número de elementos situados junto da fronteira e ainda (Simo, 1998)

$$\Omega = \mathbf{A}_{c=1}^E \Omega_e \quad (4.16)$$

$$\Gamma = \mathbf{A}_{e=1}^P \Gamma_e \quad (4.17)$$

Pode-se assim, considerar (César de Sá, 1986) o Método dos Elementos Finitos como uma extensão do Método dos Resíduos Pesados, no qual as funções de forma globais (abrangendo todo o domínio e não apenas um elemento), em cada nó m , podem ser interpretadas como o resultado da associação das funções de forma dos elementos que tenham em comum esse nó, como se mostra na figura 4.2.

Uma vantagem significativa do Método dos Elementos Finitos consiste no facto de se utilizarem funções de forma mais simples do que as funções globais citadas anteriormente, as quais se referem a uma pequena parte do domínio (elementos) (Vila Real, 1997; Reddy, 1986). Outra vantagem reside no facto de o mesmo procedimento poder ser repetido de uma forma sistemática para todos os elementos que constituem o domínio, tornando o método mais adequado à implementação em computador.

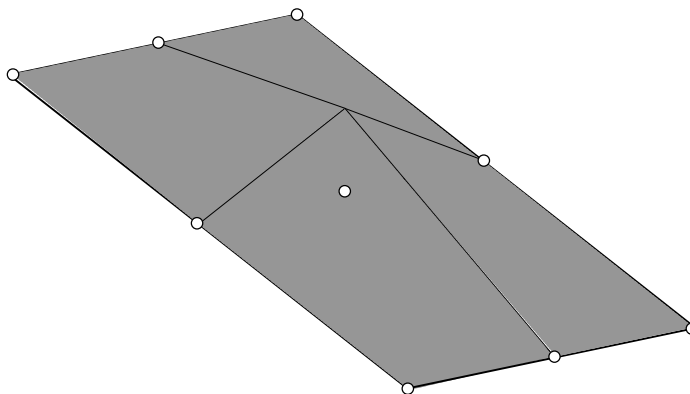


Fig. 4.2 – Função de forma global N_m correspondente ao nó m , de uma malha de elementos finitos constituída por elementos de quatro nós.

A escolha do tipo de elementos e das funções de forma a utilizar em cada problema depende da função e do domínio a aproximar, da precisão pretendida e dos custos computacionais envolvidos. Estes aspectos são tratados por Zienkiewicz (2000), por Bathe (1996), entre outros, e, no caso concreto do problema da condução de calor, por Damjanic (1983), Paulo Vila Real (1988) e Dhondt (2004) onde foram utilizados elementos isoparamétricos de 4, 8 e 12 nós e ainda elementos hierárquicos, sendo estes últimos utilizados na modelação de elevados gradientes térmicos (Costa e Silva, 1999).

O conceito de elementos finitos isoparamétricos (Irons, 1980) significa que as coordenadas de um ponto genérico do elemento são obtidas por interpolação das suas coordenadas nodais, utilizando-se para funções de interpolação as mesmas funções de forma utilizadas na aproximação da função incógnita u , (4.13). Tais funções são definidas num sistema local de coordenadas, por vezes dito sistema natural de coordenadas, cujos limites de variação são idênticos para todos os elementos do mesmo tipo.

A ideia chave consiste em notar que um elemento Ω^e , nas coordenadas do espaço a que ele pertence (coordenadas globais), pode ser considerado como a imagem de um elemento de referência $\hat{\Omega}$, mediante uma certa transformação de coordenadas, como mostra a figura 4.3 (onde se representa um elemento genérico de 8 nós). O sistema $\xi\eta$ é um sistema auxiliar, mantendo-se o sistema xy como o sistema do problema. Deve

salientar-se ainda que, do ponto de vista computacional, (Monteiro Fernandes, 1986) o maior esforço computacional é efectuado no elemento de referência e não no elemento genérico Ω^e .

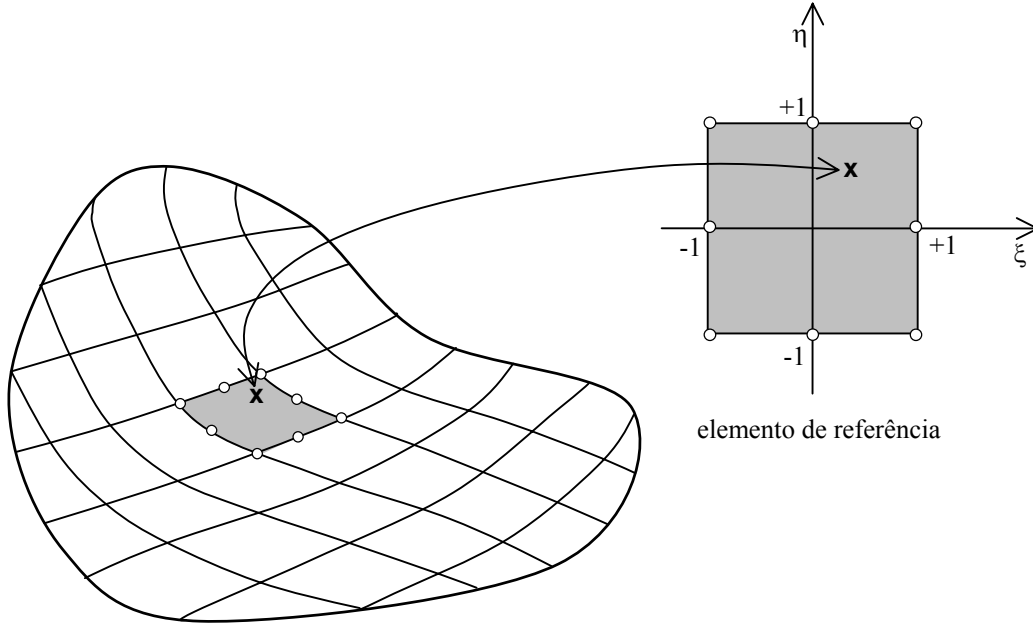


Fig. 4.3 – Transformação de coordenadas mostrando um elemento finito de 8 nós.

Tem-se assim a seguinte transformação de coordenadas:

$$T^e : \hat{\Omega} \Rightarrow \Omega^e \quad (4.18)$$

ou

$$x^e = \sum_{m=1}^n N_m(\xi, \eta) x_m^e \quad (4.19a)$$

$$y^e = \sum_{m=1}^n N_m(\xi, \eta) y_m^e \quad (4.19b)$$

em que N_m são as funções de forma ou de aproximação (que no caso de elementos isoparamétricos coincidem com as utilizadas para aproximar a função desconhecida), n é o número de nós do elemento e (x_m^e, y_m^e) são as coordenadas nodais do elemento.

Na resolução de vários problemas de engenharia (conformação plástica de metais, simulação do processo de estampagem, fundição, etc.) recorre-se actualmente a diferentes técnicas numéricas e que se distinguem do MEF descrito. Essas técnicas que continuam a ser baseadas no MEF, assumiram um sistema crescente, a partir da segunda metade da década de oitenta, devido aos problemas, nomeadamente de instabilidade numérica, associadas ao MEF. Uma das mais utilizadas é a denominada formulação mista u/p (Zienkiewicz et al, 1983; Sousa, 1993; Madureira, 1996. Resumidamente, neste tipo de formulação, para além do deslocamento, o campo de pressão também é uma variável do problema. Na área das formulações mistas deve-se ainda referir as formulações mistas s/u/p em que neste caso o campo das tensões de desvio também é incluído no sistema de equações (Sousa, 1993).

No campo das formulações mistas é ainda de referir o Método das Deformações acrescentadas (MDA) e que tem sido objecto de intenso trabalho de investigação a partir do pioneiro trabalho de Simo em 1990 (Simo, 1990) para pequenas deformações. Extensões desse trabalho tem sido efectuadas com sucesso para cascas (César de Sá *et al.*, 2002) e 3D (Alves de Sousa *et al.*, 2003; Valente *et al.*, 2004).

4.2.1. – Formulação pelo Método dos Elementos Finitos da condução de calor em sólidos

Nesta secção far-se-á uma apresentação resumida da formulação por elementos finitos do problema da condução de calor em regime transitório.

Utiliza-se uma discretização parcial (Zienkiewicz, 1989; Cesar de Sá, 1986, Costa e Silva *et al.*, 1999) segundo a qual se efectua primeiro a discretização do espaço, substituindo-se, deste modo, a equação diferencial original que rege o fenómeno da condução de calor, por um sistema de equações diferenciais ordinárias que, posteriormente, deve ser resolvido aplicando-se, uma segunda discretização, agora relativamente ao tempo.

Segundo Rodic (1989), equação da energia, relacionando o comportamento térmico e o comportamento mecânico dos sólidos, pode ser escrita, para domínios bidimensionais, na forma

$$-\left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y}\right) + \dot{Q} + \zeta \dot{w}^i = \rho c_p \dot{T} + \rho \dot{S}_T T \quad (4.20)$$

onde q_x e q_y são as componentes do fluxo de calor por unidade de área, segundo as direcções definidas pelos eixos cartesianos x e y , respectivamente, \dot{Q} é o calor gerado internamente por unidade de volume e de tempo, $\zeta \dot{w}^i$ é a energia de dissipação mecânica correspondente à fracção ζ do trabalho de deformação plástica w^i , que é transformado em calor, S_T é a entropia específica, ρ é a massa específica, c_p é o calor específico, \dot{T} é a derivada da temperatura em relação ao tempo.

Segundo Boley (1960), a parcela relacionada com a entropia pode ser desprezada para a maioria das situações, pelo que não será aqui tomada em consideração. Dado que no processo de rectificação as deformações envolvidas são infinitesimais pode-se considerar desprezável a energia de dissipação mecânica correspondente à deformação plástica (Vila Real, 1993)

Teremos assim, de acordo com a lei de Fourier para a condução de calor

$$q_x = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} \quad (4.21a)$$

$$q_y = -k_y \frac{\partial T}{\partial y} \quad (4.21b)$$

em que k_x e k_y são as condutividades térmicas segundo a direcções x e y respectivamente (no caso de materiais isotrópicos, $k_x = k_y$), a equação (4.20) resulta na conhecida equação de condução de calor

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{Q} = \rho c_p \dot{T} \quad (4.22)$$

Esta equação, não contendo qualquer parcela de origem mecânica, possibilita a determinação do campo de temperaturas, independentemente das deformações do corpo.

O campo de temperaturas que satisfaz a equação de condução de calor (4.22), deve satisfazer também a condição inicial e as condições de fronteira, correspondendo a primeira à distribuição de temperatura no instante inicial ($t=0$) e as segundas à imposição de temperaturas ou de fluxos em certas superfícies do sólido como se representa na figura 4.4.

Considera-se as seguintes condições de fronteira:

a) Condições de fronteira essenciais

$$T = \bar{T} \quad \text{em } \Gamma_T \quad (4.23)$$

em que a Temperatura \bar{T} , é prescrita na parte Γ_T da fronteira (condição de Dirichlet).

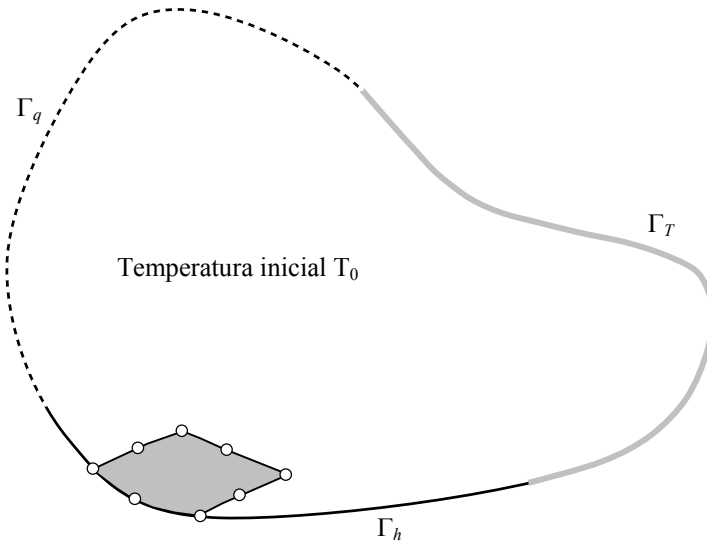


Fig. 4.4 – Domínio de solução de condução de calor, com a condição inicial e as

condições de fronteira.

b) Condições de fronteira naturais

- Fluxo prescrito \bar{q} numa parte Γ_q da fronteira (condição de Neumann):

$$q = q_x n_x + q_y n_y = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x - k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y = \bar{q} \quad \text{em } \Gamma_q \quad (4.24)$$

em que n_x e n_y são os co-senos directores da normal exterior à fronteira. O fluxo \bar{q} é normal à fronteira e nulo para uma superfície perfeitamente isolada (condição adiabática).

No caso de materiais isotrópicos ($k_x=k_y=k$) a equação 4.24 teria a forma

$$q = q_x n_x + q_y n_y = -k \frac{\partial T}{\partial x} n_x - k \frac{\partial T}{\partial y} n_y = -k \frac{\partial T}{\partial n} = \bar{q}$$

sendo n =normal exterior à fronteira

- fluxo de calor, q_e por convecção entre uma parte Γ_c da fronteira à temperatura T , e o meio ambiente à temperatura T_∞ . Esta é uma condição de Cauchy ou condição mista de Dirichlet e Neumann, dada por

$$q_e = q_x n_x + q_y n_y = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x - k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y = h_c (T - T_\infty) \quad \text{em } \Gamma_c \quad (4.25)$$

- fluxo de calor, q_r , por radiação entre uma parte Γ_r da fronteira à temperatura absoluta, T , e a superfície absorvente à temperatura absoluta T_a

$$q_r = q_x n_x + q_y n_y = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x - k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y = \beta \varepsilon (T^4 - T_a^4) \quad \text{em } \Gamma_c \quad (4.26)$$

Em que β é a constante Stephen-Boltzmann e ε é a emissividade.

A equação (4.26) pode ainda ser escrita na forma

$$q_r = \beta \varepsilon \underbrace{(T^2 - T_a^2)(T + T_a)}_{h_r} (T - T_a) = h_r (T - T_a) = h_r (T - T_a) \quad (4.27)$$

Em que o coeficiente de transmissão de calor por radiação depende muito da temperatura e vale

$$h_r = \beta \varepsilon (T^2 + T_a^2)(T + T_a) \quad (\text{para } T \text{ em temperaturas absolutas}) \quad (4.28)$$

No caso da transferência de calor na fronteira se processar simultaneamente por convecção e radiação será (César de Sá; Natal Jorge; Cardoso 2002)

$$q_{cr} = q_c + q_r = h_c (T - T_\infty) + h_r (T - T_a) \quad (4.29)$$

Se em particular for $T_\infty = T_a$, então (César de Sá *et. al.*, 2002)

$$q_{cr} = q_c + q_r = h_{cr} (T - T_\infty) \quad (4.30)$$

em que

$$h_{cr} = h_c + h_r \quad (4.31)$$

é o coeficiente de transmissão de calor por convecção e (ou) por radiação, vindo a condição de fronteira dada por

$$q_{cr} = q_x n_x + q_y n_y = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x - k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y = h_{cr} (T - T_\infty) \quad \text{em } \Gamma_h \quad (4.32)$$

Esta condição de fronteira engloba, assim, a possibilidade de ocorrência de cada uma das condições (4.25) e (4.26) em conjunto ou isoladamente.

Em certos casos (fundição, por exemplo) existe ainda uma condição de fronteira importante, (peça-moldação). Nesta interface, admite-se que o fluxo de calor é proporcional à diferença de temperaturas entre aquelas duas partes (Vila Real, 1993).

$$q_i = h_{\text{int}}(T_P - T_M) \quad \text{em } \Gamma_i \quad (4.33)$$

4.2.2 - Discretização do espaço

Por razões relacionadas com a facilidade de leitura e escrita, as equações que se apresentam encontram-se limitadas a domínios bidimensionais, sendo no entanto, facilmente extensíveis a domínios tridimensionais.

Aplicando o método dos resíduos pesados à equação de condução de calor (4.22) e às suas condições de fronteira (4.23), (4.24) e (4.32), temos:

$$\int_{\Omega} w_l R_{\Omega} d\Omega + \int_{\Gamma_q} \bar{w}_l R_q d\Gamma_q + \int_{\Gamma_h} \bar{w}_l R_h d\Gamma_h = 0 \quad l=1,2,\dots \quad (4.34)$$

em que, se \hat{T} for a aproximação ao campo de temperaturas, os resíduos R_{Ω} , R_q e R_h são dados por (Vila Real, 1993)

$$R_{\Omega} = \frac{\partial}{\partial x} k_x \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} k_y \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} + \dot{Q} - \rho c \frac{\partial \hat{T}}{\partial t} \quad \text{em } \Omega \quad (4.35a)$$

$$R_q = k_x \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} n_y + \bar{q} \quad \text{em } \Gamma_q \quad (4.35b)$$

$$R_h = k_x \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} n_y + h_{cr} (\hat{T} - T_{\infty}) \quad \text{em } \Gamma_h \quad (4.35c)$$

De notar que na equação (4.34), não se considera a parcela correspondente ao resíduo, R_T na fronteira Γ_r , uma vez que nessa fronteira as temperaturas são conhecidas, podendo aquele resíduo ser feito nulo por imposição das temperaturas prescritas (Vila Real, 1993).

Substituindo os resíduos (4.35) na equação (4.34), tem-se:

$$\begin{aligned}
 & \int_{\Omega} W_t \left(\frac{\partial}{\partial x} k_x \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} k_y \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} + \dot{Q} - \rho c \frac{\partial \hat{T}}{\partial t} \right) d\Omega + \\
 & + \int_{\Gamma_q} \overline{W}_l \left(k_x \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} n_y + \bar{q} \right) d\Gamma_q + \\
 & + \int_{\Gamma_h} \overline{W}_l \left[k_x \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} n_y + h_{cr} (\dot{T} - T_{\infty}) \right] = 0 \quad i=1,2,\dots
 \end{aligned} \tag{4.36}$$

Pode-se agora justificar a designação dada às condições de fronteira em Γ_q e Γ_h de *condições de fronteiras naturais*, uma vez que a formulação que se acaba de expor eliminou a necessidade do cálculo nessas fronteiras de

$$k_x \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} n_y$$

A solução do problema da condução do calor pode ser obtida utilizando-se uma discretização parcial, na qual o espaço é discretizado primeiro, dando lugar a um sistema de equações diferenciais que posteriormente deve ser integrado no tempo.

Assim, o domínio Ω é primeiramente dividido num número finito, E , de subdomínios (elementos), Ω^e . A função desconhecida (neste caso a temperatura) é então aproximada, no interior de cada elemento, à custa das temperaturas nodais, T_m , em qualquer instante t , de acordo com Boër, Rebelo *et al.* (1986)

$$T^h(x, y, z) = \sum_{m=1}^n N_m(x, y) T_m(t) \tag{4.37}$$

e a respectiva derivada

$$\dot{T}^h(x, y, z) = \sum_{m=1}^n N_m(x, y) \frac{dT_m(t)}{dt} = \sum_{m=1}^n N_m(x, y) \dot{T}_m(t) \quad (4.38)$$

onde n é o número de nós do elemento e N_m é a função de forma associada ao nó m .

De acordo com o método de Galerkin, escolhendo para funções peso as próprias funções de forma N_m , tem-se para cada elemento o seguinte sistema de equações diferenciais (Vila Real 1993)

$$\begin{aligned} & \sum_{m=1}^n \left[\int_{\Omega^e} \left(\frac{\partial N_l}{\partial x} k_x \frac{\partial N_m}{\partial x} + \frac{\partial N_l}{\partial y} k_y \frac{\partial N_m}{\partial y} \right) d\Omega^e \right] T_m + \\ & + \sum_{m=1}^n \left(\int_{\Gamma_h^e} N_l N_m d\Gamma_h^e \right) T_m - \\ & - \sum_{m=1}^n \left[\int_{\Gamma_T^e} N_l \left(k_x \frac{\partial N_m}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial N_m}{\partial y} n_y \right) d\Gamma_T^e \right] T_m + \\ & + \sum_{m=1}^n \left(\int_{\Omega^e} \rho c N_l N_m d\Omega^e \right) \dot{T}_m = \\ & = \int_{\Omega^e} N_l \dot{Q} d\Omega^e - \int_{\Gamma_q^e} N_l \bar{q} d\Gamma_q^e + \int_{\Gamma_h^e} N_l h_{cr} T_\infty d\Gamma_h^e \quad l=1,2,\dots \end{aligned} \quad (4.39)$$

A soma dos termos em (4.39) sobre todos os elementos finitos resulta finalmente, num sistema global de equações para todo o domínio, que pode ser apresentado sob a seguinte forma matricial (Boër, 1986; Vila Real, 1997)

$$[\mathbf{K}] \{\mathbf{T}\} + [\mathbf{C}] \{\dot{\mathbf{T}}\} = \{\mathbf{F}\} \quad (4.40)$$

onde os respectivos coeficientes tomam os valores

$$K_{lm} = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega^e} \left(\frac{\partial N_l}{\partial x} k_x \frac{\partial N_m}{\partial x} + \frac{\partial N_l}{\partial y} k_y \frac{\partial N_m}{\partial y} \right) d\Omega^e + \sum_{e=1}^H \int_{\Gamma_h^e} h_{cr} N_l N_m d\Gamma_h^e \quad 1 \leq l, m \leq n \quad (4.41a)$$

$$C_{lm} = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega^e} \rho c_p N_l N_m d\Omega^e \quad 1 \leq l, m \leq n \quad (4.41b)$$

$$F_l = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega^e} N_l \dot{Q} d\Omega^e - \sum_{e=1}^Q N_l \bar{q} d\Gamma_q^e + \sum_{e=1}^H \int_{\Gamma_h^e} N_l h_{cr} T_\infty d\Gamma_h^e \quad 1 \leq l \leq n \quad (4.41c)$$

$$\int_{\Gamma_T^e} N_l \left(k_x \frac{\partial N_m}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial N_m}{\partial y} n_y + \right) d\Gamma_T^e$$

onde

E = número total de elementos.

H = número de elementos com fronteira do tipo Γ_h

Q = número de elementos com fronteira do tipo Γ_q

Convém realçar o facto de não serem considerados nos elementos da matriz \mathbf{K} em (4.41a) os integrais

$$\int_{\Gamma_T^e} N_l \left(k_x \frac{\partial N_m}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial N_m}{\partial y} n_y + \right) d\Gamma_T^e \quad (4.42)$$

que aparecem em (4.39), uma vez que estes se referem a fronteiras com temperaturas prescritas, sendo estas impostas ao nível da resolução do sistema de equações (4.40), o que, na prática, elimina a necessidade de os calcular explicitamente no procedimento computacional. Segundo Rodic, (1989), estes termos podem ser obtidos posteriormente, como *pseudo-reacções*, à semelhança do que acontece nos problemas Mecânicos.

4.2.3. Discretização no tempo

O sistema de equações semi-discretizadas (4.40), resultantes da discretização apenas do espaço, representam matematicamente um sistema de equações diferenciais ordinárias de primeira ordem cuja solução passa pela sua integração relativamente ao tempo.

Em alguns problemas lineares simples, a solução deste sistema,

$$[K] \{T\} + [C] \{\dot{T}\} = \{F\} \quad (4.43)$$

pode (Zienkiewicz, 2000) ser obtida por métodos analíticos, mas de um modo geral são utilizados métodos numéricos, os quais requerem a discretização do domínio tempo. Com esta abordagem são definidos esquemas de integração nos quais a solução é obtida em sucessivos instantes de tempo $(t_0, t_1, t_2, \dots, t_n)$. Esta discretização pode ser feita pelo método dos elementos finitos ou pelo método das diferenças finitas (Zienkiewicz, 2000; Damjanic *et.al.*, 1983).

Considera-se as seguintes hipóteses:

- a) O sistema de equações (4.43) é apenas satisfeito em determinados instantes de tempo $t_{n+\alpha}$, de cada intervalo de tempo $[t_n, t_{n+1}]$ em que se discretizou o tempo (ver fig 4.5);
- b) Uma vez que o sistema envolve apenas derivadas de primeira ordem, considera-se que a temperatura varia linearmente ao longo do intervalo de tempo Δt (fig. 4.5), desde o instante t_n ao instante

$$t_{n+1} = t_n + \Delta t \quad n \in [0, 1, 2, \dots, N-1] \quad (4.44)$$

em que N é o número total de intervalos de tempo considerados na análise.

A figura 4.5 mostra a discretização efectuada num intervalo de tempo Δt e temperaturas nodais e T_n e T_{n+1} .

As temperaturas $T_{n+\alpha}$ no instante $t_{n+\alpha} = t_n + \alpha \Delta t$ podem ser dadas por:

$$T_{n+\alpha} = T_n + \alpha(T_{n+1} - T_n) \quad ; \quad 0 < \alpha \leq 1 \quad n \in [0, 1, 2, \dots, N-1] \quad (4.45)$$

onde α é um parâmetro que define, dentro de cada intervalo de tempo, o instante em que as equações (4.43) devem ser satisfeitas.

De acordo com a hipótese b) a derivada da temperatura em ordem ao tempo é constante dentro de cada intervalo de tempo, resultando para os respectivos valores nodais

$$\dot{\mathbf{T}}_{n+1} = \frac{\mathbf{T}_{n+1} - \mathbf{T}_n}{\Delta t} \quad (4.46)$$

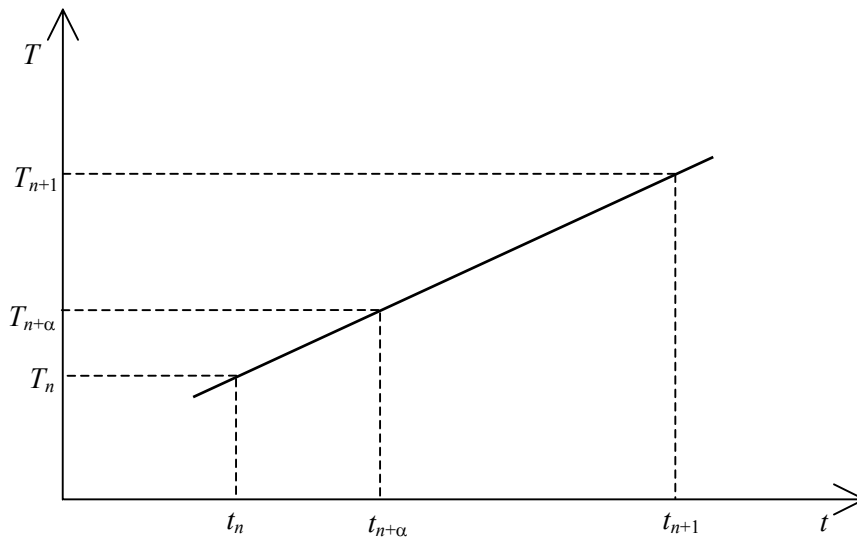


Fig 4.5 -Variação linear da temperatura ao longo do intervalo de tempo Δt

Substituindo (4.45) e (4.46) na equação (4.43) definida no instante $t_{n+\alpha}$ obtém-se a seguinte fórmula de recorrência (Boër, Rebelo *et al.*, 1986)

$$\left(\mathbf{K}_{n+\alpha} + \frac{1}{\alpha \Delta t} \mathbf{C}_{n+\alpha} \right) \mathbf{T}_{n+\alpha} = \mathbf{F}_{n+\alpha} + \frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}_{n+\alpha} \mathbf{T}_{n+\alpha} \quad (4.47)$$

onde as matrizes $\mathbf{K}_{n+\alpha}$ e $\mathbf{C}_{n+\alpha}$ e o vector $\mathbf{F}_{n+\alpha}$ são calculados no instante $t_{n+\alpha}$.

Para problemas lineares aquela exigência é dispensada, pois essas matrizes e o vector permanecem constantes ao longo do tempo. Para problemas não-lineares, em que as

propriedades do material e as condições de fronteira dependem da temperatura, a solução de (4.43) requer a utilização de um procedimento iterativo (descrito no parágrafo seguinte).

Reescrevendo a fórmula de recorrência (4.47) de outro modo tem-se

$$\hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha} \hat{\mathbf{T}}_{n+\alpha} = \mathbf{F}_{n+\alpha} \quad 0 < \alpha \leq 1 \quad n \in [0, 1, 2, \dots, N-1] \quad (4.48)$$

onde

$$\hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha} = \mathbf{K}_{n+\alpha} + \frac{1}{\alpha \Delta t} \mathbf{C}_{n+\alpha} \quad (4.49)$$

e

$$\hat{\mathbf{F}}_{n+\alpha} = \mathbf{F}_{n+\alpha} + \frac{1}{\alpha \Delta t} \mathbf{C}_{n+\alpha} \mathbf{T}_n \quad (4.50)$$

Conclui-se, assim, que é possível obter a evolução do campo de temperaturas ao longo do tempo seguindo uma sequência de cálculo passo a passo para os subseqüentes intervalos de tempo, em que, em cada novo passo existem novas condições iniciais (Vila Real, 1997).

Resolvido o sistema de equações (4.48) para $\mathbf{T}_{n+\alpha}$, as temperaturas no final do intervalo de tempo, ou seja, no instante t_{n+1} são dadas por

$$\mathbf{T}_{n+1} = \frac{1}{\alpha} \mathbf{T}_{n+\alpha} + \left(1 - \frac{1}{\alpha}\right) \mathbf{T}_n \quad (4.51)$$

sendo estas as temperaturas iniciais quando se avança para o intervalo de tempo seguinte.

Fazendo variar o parâmetro α em (4.47), obtém-se vários esquemas de integração no tempo (Zienkiewicz e Taylor, 2000). Se $\alpha \neq 0$, os esquemas são designados de implícitos, correspondendo os mais usuais aos esquemas

Crank-Nicolson $\alpha = 1/2$

Galerkin..... $\alpha=2/3$

Euler Backward..... $\alpha= 1$

Segundo Hughes (1977), o algoritmo apresentado nas equações (4.48) a (4.51) tem os mesmos critérios de estabilidade, quer se trate de problemas lineares ou de problemas não-lineares, sendo incondicionalmente estável quando $\alpha \geq 1/2$.

Para $0 < \alpha < 1/2$, os esquemas em questão são apenas condicionalmente estáveis, sendo necessário que a dimensão do intervalo de tempo, Δt , satisfaça a condição (Danjanic, 1983).

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{2}{(w_{n+\alpha})_{\max} (1-2\alpha)} \quad (4.52)$$

para que o processo seja convergente, o factor $(w_{n+\alpha})_{\max}$ representa o maior valor próprio da matriz. $\mathbf{C}_{n+\alpha}^{-1} \mathbf{K}_{n+\alpha}$

A condição (4.52) é sempre satisfeita pelos esquemas com $1/2 \leq \alpha \leq 1$ qualquer que seja a dimensão do intervalo de tempo, Δt considerado, daí a designação de incondicionalmente estáveis. No entanto, para que a convergência se processe sem oscilações, é necessário que (Danjanic, 1983)

$$\Delta t \leq \Delta t_{osc} = \frac{1}{(w_{n+\alpha})_{\max} (1-\alpha)} \quad (4.53)$$

Se para um dado intervalo de tempo Δt , existem oscilações na solução para $\alpha = 1/2$, elas vão diminuindo á medida que α se aproxima de 1 e para o esquema Euler Backward

($\alpha=1$) não há qualquer oscilação, sendo, no entanto, de um modo geral, a solução subestimada, razão pela qual Zienkiewicz (2000) sugere, como solução de compromisso, a utilização do esquema de Galerkin correspondente a $\alpha = 2/3$.

4.2.4. - O processo iterativo em problemas não-lineares

Em problemas não-lineares em que as propriedades térmicas do material dependem da temperatura, o sistema de equações (4.43) pode ser escrito na seguinte forma (Vila Real 1993):

$$\mathbf{K}(\mathbf{T},t)\mathbf{T}(t) + \mathbf{C}(\mathbf{T},t)\dot{\mathbf{T}}(t) = \mathbf{F}(\mathbf{T},t) \quad (4.54)$$

Não há um método geral para resolver este sistema não linear de equações diferenciais. No entanto, existem várias técnicas numéricas essencialmente baseadas numa integração linear no tempo e utilizando processos iterativos (Vila Real, 1988)

Aplicando a (4.54) o mesmo processo de integração no tempo descrito na secção precedente, obtém-se novamente

$$\hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha} \mathbf{T}_{n+\alpha} = \hat{\mathbf{F}}_{n+\alpha}; \quad 0 < \alpha \leq 1, \quad n \in [0, 1, 2, \dots, N-1] \quad (4.55)$$

mas agora as matrizes $[\mathbf{K}]$ e $[\mathbf{C}]$ e o vector $\{\mathbf{F}\}$ necessários à construção de $\hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha}$ e de $\hat{\mathbf{F}}_{n+\alpha}$ dados pelas equações (4.59) e (4.60), podem variar ao longo do intervalo de tempo Δt em função da temperatura e do tempo, pelo que devem ser calculados no instante $t_{n+\alpha}$.

Assim,

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{n+\alpha} &= \mathbf{K}(\mathbf{T}_{n+\alpha}, t_{n+\alpha}) \\ \mathbf{C}_{n+\alpha} &= \mathbf{C}(\mathbf{T}_{n+\alpha}, t_{n+\alpha}) \\ \mathbf{F}_{n+\alpha} &= \mathbf{F}(\mathbf{T}_{n+\alpha}, t_{n+\alpha}) \end{aligned} \quad (4.56)$$

Devido a esta não linearidade, a equação (4.55) não é, em geral, satisfeita, pelo que é necessário implementar um processo iterativo com vista à obtenção da convergência.

Para resolver este problema pode-se (Owen, 1980) recorrer ao método de Newton-Raphson modificado, que a seguir se descreve resumidamente.

Não sendo satisfeita a equação (4.65), durante o passo i do processo iterativo existirá um sistema de *parâmetros residuais* da forma

$$\Psi_{n+\alpha}^i = \hat{\mathbf{F}}_{n+\alpha}^i - \hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha}^i \mathbf{T}_{n+\alpha}^{i+1} \neq 0 \quad (4.57)$$

A solução corrigida $\mathbf{T}_{n+\alpha}^{i+1}$, em cada iteração, pode ser calculada por

$$\Delta \mathbf{T}_{n+\alpha}^i = [\hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha}^i]^{-1} \Psi_{n+\alpha}^i \quad (4.58)$$

e

$$\mathbf{T}_{n+\alpha}^{i+1} = \mathbf{T}_{n+\alpha}^i + \Delta \mathbf{T}_{n+\alpha}^i \quad (4.59)$$

Em que a matriz $\hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha}^i$ em (4.58) corresponde à matriz jacobiana do método de Newton-Raphson original, mas em que se retiraram os termos não simétricos com o objectivo de preservar a simetria (Monteiro Fernandes, 1986).

O processo iterativo continua, resolvendo-se o sistema (4.58) para $\Delta \mathbf{T}_{n+\alpha}^i$, em cada novo passo do processo iterativo, até que a solução convirja, sendo a matriz $\hat{\mathbf{K}}_{n+\alpha}^i$ em (4.58) actualizada em cada iteração. É, no entanto, possível implementar variantes do método de Newton-Raphson em que aquela matriz é apenas actualizada em iterações predefinidas, numa tentativa de reduzir os tempos de computação ou, eventualmente, de melhorar a solução obtida (Damjanic, 1983).

Quanto ao critério de convergência adoptado ele consiste em (Vila Real, 1995)

$$\frac{\|\Delta \mathbf{T}_{\sim n+\alpha}^i\|}{\|\mathbf{T}_{\sim n+\alpha}^{i+1}\|} < TOL \quad (4.60)$$

onde

TOL é a tolerância exigida

$\|\bullet\|$ é a norma euclidiana

$\Delta \mathbf{T}_{\sim n+\alpha}^i$ é a alteração ao campo de, temperaturas na iteração i

$\mathbf{T}_{\sim n+\alpha}^{i+1}$ é a temperatura actual

Refira-se que, uma vez que se utilizam elementos isoparamétricos para calcular os integrais em (4.41) utilizam-se as fórmulas relativas à quadratura Gaussiana em que as propriedades do material são calculadas em cada ponto de Gauss em função da temperatura nesses pontos.

Capítulo 5

Definição do modelo a estudar

Capítulo 5

5. Definição do modelo a estudar

- 5.1. Termopares utilizados
- 5.2. Medição de forças
- 5.3. Amostra utilizada
- 5.4. Rectificadoras utilizadas
- 5.5. Aquisição de dados
- 5.6. Resultado tipo
 - 5.6.1. Gráficos obtidos directamente
 - 5.6.2. Representação em gráfico 3D das temperaturas
- 5.7. Materiais ensaiados
- 5.8. Mós utilizadas
- 5.9. Descrição detalhada dos materiais ensaiados
 - 5.9.1. Aços F13 e H 13
 - 5.9.1.1. Aço F 13
 - 5.9.1.2. Aço H 13
 - 5.9.2. Ferro nodular austemperado
 - 5.9.3. Compósito de matriz de Alumínio (liga Al/Si) reforçado com partículas de SiC) ref. AA356/SiC/17p)
- 5.10. Ensaio preliminares

Capítulo 5

Definição do modelo a estudar

Como se viu (capítulo III) um dos maiores problemas que surge aquando da rectificação, deriva do facto de se gerarem (pelo menos localmente) temperaturas da ordem das várias centenas de graus. Pretende-se, neste trabalho, determinar como estas temperaturas se distribuem no espaço (dentro da peça a ser rectificada) e no tempo.

Com as limitações experimentais inerentes a um processo caracterizado por grandes variações do valor a medir, quer no espaço, quer no tempo, efectuou-se a medição destas temperaturas. Mais tarde este estudo foi complementado com o cálculo numérico (simulação).

5.1. Termopares utilizados

Dos métodos possíveis para medição de temperaturas destacam-se os seguintes (Tawakoli, 1993):

- Células fotoelétricas
- Resistores térmicos
- Pinturas termo-sensíveis
- Termopares de um só fio
- Termopares de dois fios (com ou sem bainha)
- Medição de temperatura por infravermelhos

Nas experiências utilizaram-se termopares de dois fios sem bainha (tipo K, com 0,2-0,25 mm de diâmetro). Mais tarde tentou-se obter resultados com infravermelhos, mas sem sucesso.

5.2. Medição de forças

Também se mediram forças nas nossas experiências. Para esse efeito foi usado um dinamómetro piezoeléctrico onde a peça a rectificar foi fixada. A medição de forças permite determinar a energia posta em jogo durante as experiências (a descrição pormenorizada dos sistemas de medição será feita mais adiante).

Deste modo torna-se necessária a ligação física da peça aos sistemas de aquisição de dados (por fios), bem como que a peça esteja fixa a um dinamómetro. Por estas razões a rectificação cilíndrica foi posta de parte, optando-se pela rectificação plana.

5.3. Amostra utilizada

A geometria da amostra foi escolhida de modo a ser o mais simples possível. Pretendeu-se minimizar (na medida do possível) as variações causadas por geometrias complexas de mais difícil produção e controlo.

A fixação do termopar à peça foi outro problema a resolver. Quanto melhor for a ligação peça-termopar mais rápida será a resposta deste (por essa razão optamos por termopares sem bainha). Esta fixação é muito importante pois a elevação de temperatura ocorre num período de muito curta duração.

Vários sistemas foram tentados dos quais destacamos os seguintes:

- Soldadura por descarga eléctrica (seguida da utilização de massa condutora)
- Estanhagem do termopar à peça
- Fixação através de esmagamento de um furo praticado na peça onde previamente foi colocada a junção quente do termopar.

Após vários ensaios preliminares optou-se pelo último sistema, uma vez que:

- A soldadura por descarga eléctrica apresenta problemas devido ao pequeno diâmetro dos fios, funcionando muito mal no caso do material compósito
- Uma vez realizada, não é fácil averiguar qual a sua extensão
- Também não há maneira de garantir a sua reprodutibilidade

- A estanhagem funciona bem para baixas temperaturas. Mas atingindo-se a temperatura de fusão do estanho os resultados são falseados por duas razões:
 1. A fusão do estanho altera as condições de transmissão do calor da peça para o termopar (de maneira aleatória dependendo da forma geométrica da soldadura)
 2. A fusão do estanho é endotérmica, pelo que impediria a temperatura do termopar de subir

Além disso a utilização de um terceiro elemento (o estanho) levanta o problema de se saber se as temperaturas que estamos a medir provêm da rectificação da peça ou da rectificação do próprio estanho, na fase final do ensaio.

Outro problema a solucionar consiste em medir a distância do termopar à superfície a rectificar. Nas suas experiências Tawakoli (1993) produziu furos localizados a distâncias muito precisas, parando a rectificação a 0,1 mm do furo, calculando por extrapolação a temperatura que se atingiria na superfície. Porém, a execução de vários furos a profundidades diferentes levanta muitos problemas, entre os quais se destacam:

- Tratando-se de furos de 0,5 mm é difícil saber a sua distância à superfície com precisão para além do décimo de milímetro
- As temperaturas obtidas provêm de vários termopares, que embora teoricamente iguais, introduzem um certo erro variável de termopar para termopar
- Não permitem medir o atraso relativo entre a passagem da mó e a obtenção da máxima temperatura.

Para resolver este problema decidiu-se utilizar um único termopar, colocado a uma distância da superfície de aproximadamente 1 mm. Esta distância foi escolhida porque se sabia (de experiências anteriores) que para profundidades superiores a 0,55 mm as temperaturas são sempre relativamente baixas (sempre abaixo de 200°C). A rectificação, executada de uma forma continuada e alternadamente em concordância e em oposição, vai retirando espessura à amostra. Deste modo à medida que a rectificação prossegue o termopar fica cada vez mais próximo da superfície. A rectificação tem que ser executada até a mó cortar o termopar. Como a mó desce sempre a mesma distância (conhecida) em cada passagem (profundidade de passagem), podemos saber (em cada

passagem), a que distância está o termopar da superfície fazendo as contas para trás a partir do momento em que o termopar é cortado.

Inicialmente a amostra era paralelepípedica como se vê na figura 5.1

A face onde o termopar é colocado é revestida de resina exposiva para minimizar a perda de calor por essa face (face amarela).

Este tipo de amostra apresenta por vezes o problema de a resina exposiva se soltar durante a rectificação.

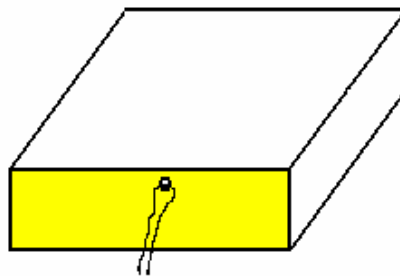


Fig. 5.1 – Amostra inicial

Por essa razão a forma da amostra foi alterada, introduzindo-lhe um entalhe para manter a resina no lugar como se pode ver na figura 5.2. Nessa figura podem-se ver, para além do esquema da amostra, doze amostras reais, quatro das quais têm já o termopar colocado.

O furo, de 0,5 mm de diâmetro, é produzido com uma broca ou por electro-erosão. Em qualquer dos casos o termopar é introduzido no furo e a superfície por cima do furo esmagada para melhorar a condução de calor para o termopar e para o fixar. A resina é colocada no entalhe para isolar lateralmente a amostra do ponto de vista térmico, e para ajudar a manter o termopar na mesma posição.

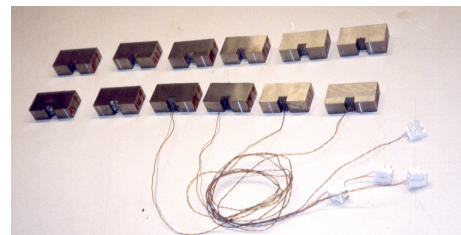
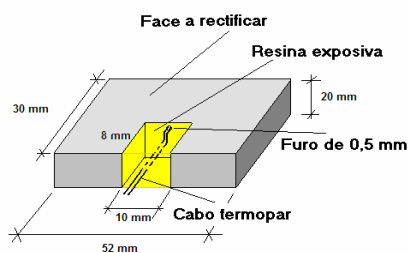


Fig. 5.2 – Amostra utilizada para rectificação superficial em esquema e em fotografia

5.4. Rectificadoras utilizadas

Nas nossas experiências foram utilizadas duas rectificadoras de características idênticas. Com excepção das experiências realizadas com mó de diamante sobre material compósito (realizadas na Universidade de Aveiro) todas as restantes experiências foram levadas a cabo com a rectificadora plana das Oficinas Mecânicas da FEUP tendo as seguintes características:

- Velocidade de rotação da mó = 1400 R.P.M.
- Mesa com movimentos segundo as direcções X e Y (horizontais) reguláveis (automática ou manualmente)
- Profundidade de passagem dada pela descida da mó (direcção Z) regulável manualmente
- Refrigeração por mistura água-óleo solúvel introduzida tangencialmente na interface mó-peça e na direcção de corte. O caudal do fluido de refrigeração (variável) foi regulado para 12 litros/minuto. A sua composição é de 2% de óleo solúvel para 98% de água
- Mesa da rectificadora permitindo apenas fixação magnética.

A rectificadora da Universidade de Aveiro apenas difere da que se encontra na FEUP na velocidade de rotação que é de 1.440 R.P.M..

Em todas as experiências de rectificação superficial a velocidade da peça foi 0,3 m/s.

5.5. Aquisição de dados

O sistema de aquisição de dados permite adquirir simultaneamente forças e temperaturas. Para a aquisição de forças usou-se um dinamómetro piezoeléctrico aparafusado numa placa plana de aço fixada magneticamente à mesa da rectificadora. O dinamómetro está ligado a um condicionador de sinal que por sua vez comunica com uma placa de aquisição de dados colocada num computador. Um programa comercial de aquisição de dados (LabVIEW) foi por nós programado para registar (e visualizar em tempo real) os dados. O ficheiro de dados obtido pode ser introduzido numa folha de

cálculo (por exemplo o Excel). O sistema faz a aquisição de 200 conjuntos de dados por segundo.

Quanto à temperatura, o termopar (que fornece já milivolts) foi inicialmente ligado directamente à placa de aquisição de dados. Mais tarde construiu-se um amplificador de sinal para minimizar dificuldades causadas por ruído.

A Figura 5.3 mostra o dinamómetro aparafusado à placa de aço bem como o condicionador de sinal. Na parte superior do dinamómetro podem ver-se os dispositivos que permitem fixar a amostra ao dinamómetro.

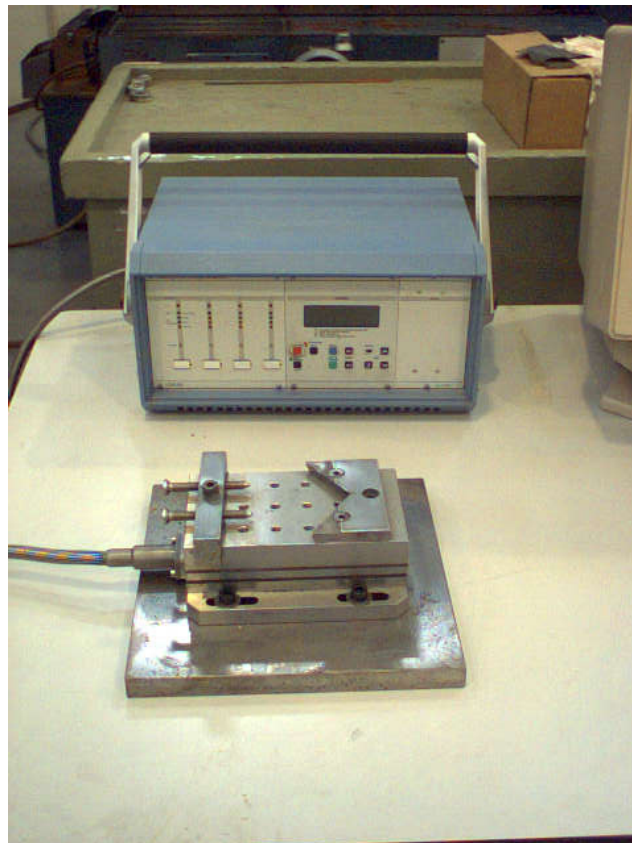


Fig. 5.3 – Dinamómetro aparafusado à placa de aço com dispositivo de fixação da amostra

A figura 5.4 mostra a placa colocada na mesa da rectificadora durante a fase de teste do sistema de fixação das amostras ao dinamómetro.

O conjunto completo pode ver-se na figura 5.5 onde também é visível a rectificadora.

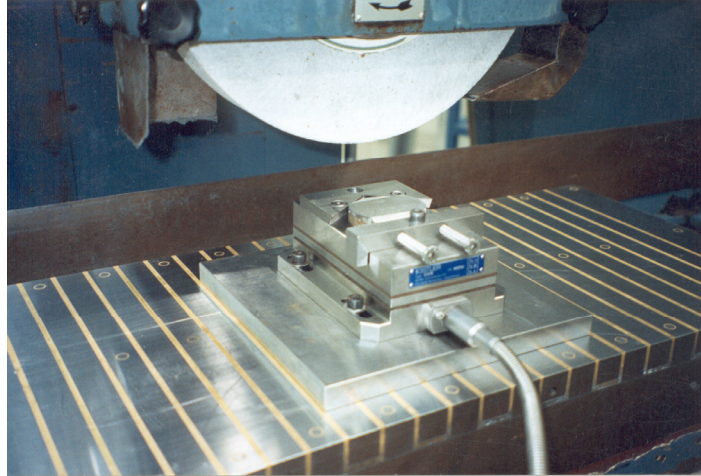


Fig. 5.4 – Dinamómetro colocado na mesa da rectificadora numa fase de teste do sistema de fixação

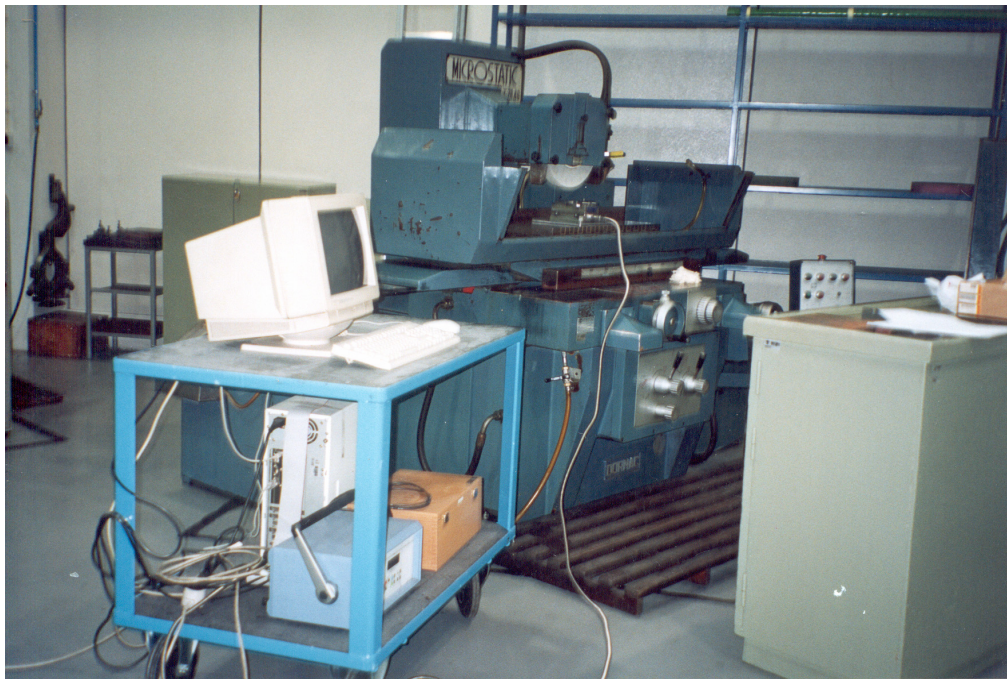


Fig. 5.5 – Conjunto do sistema de aquisição de dados. Ao fundo pode ver-se a rectificadora

5.6. Resultado tipo

5.6.1. Gráficos obtidos directamente

Numa experiência deste tipo obtêm-se em simultâneo forças e temperaturas. Embora o dinamómetro nos possa fornecer 3 forças (F_x , F_y e F_z), apenas a componente F_x (segundo a direcção de corte) e F_z (segundo a direcção vertical) têm significado. F_y , teoricamente, é constante e igual a zero, pois tudo se passa no plano XZ. O sentido de F_z é sempre de cima para baixo (força de compressão). F_x tem sempre a sentido da rotação da mó. A Fig. 5.6 mostra a evolução das forças F_x e F_z durante uma experiência.

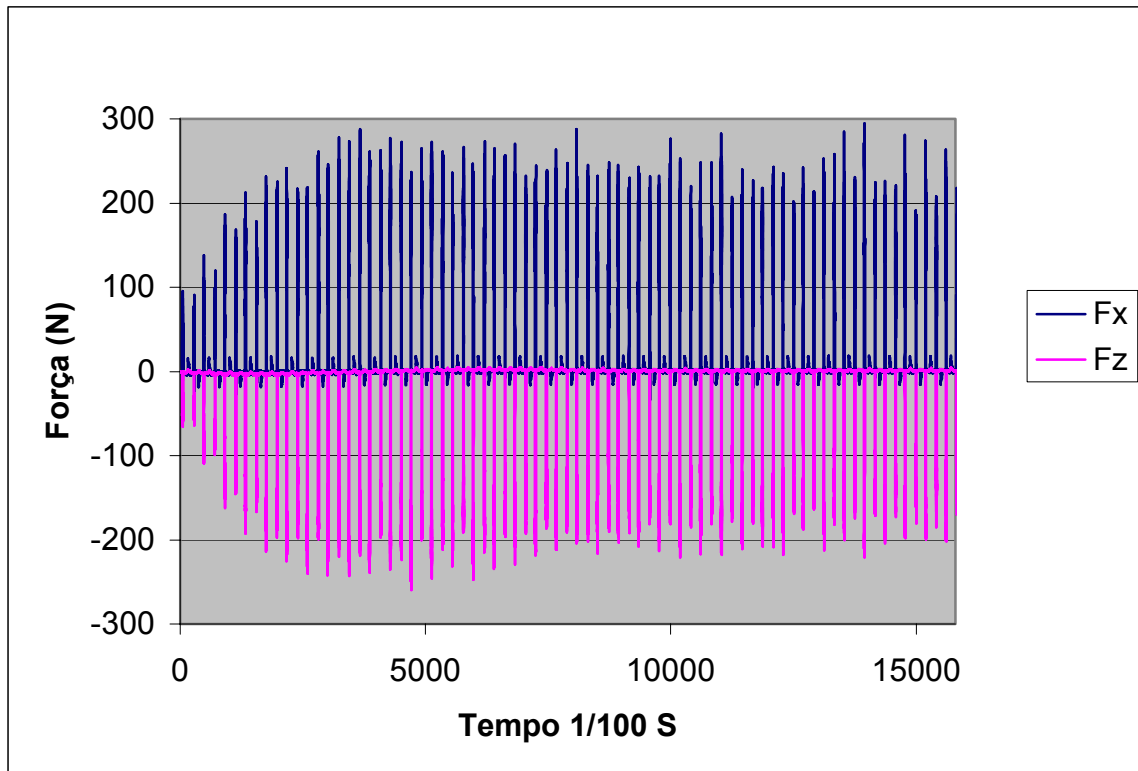


Fig. 5.6 – F_x e F_z para o aço H 13 – mó Al60. Notar a subida inicial das forças (spark-in) a que se segue uma zona de valores praticamente constantes

Nesta figura cada linha vertical corresponde a uma passagem da mó. Cada vez que a mó passa pela amostra a sua posição é baixada o mesmo valor (neste caso 0,00625 mm).

Mas inicialmente a mó não corta o valor determinado, dado que a estrutura de qualquer rectificadora é elástica. As forças neste caso crescem durante as primeiras 15 passagens (aproximadamente). Este período denomina-se na nomenclatura anglo-saxónica “spark-in” por oposição a “spark-out” que é o fenómeno oposto, e que consiste no facto de a rectificadora continuar a cortar material mesmo quando deixamos de baixar a mó (até recuperar a parte elástica).

Na mesma figura vêem-se na curva F_x pequenos picos alternados entre cada passagem. Estas forças são produzidas quando da mudança de sentido do movimento da mesa devido à inércia da parte superior do dinamómetro e da amostra.

A figura 5.7 mostra uma parte do gráfico anterior agora já com a curva da temperatura e corresponde ao início do ensaio (logo após o “spark-in”).

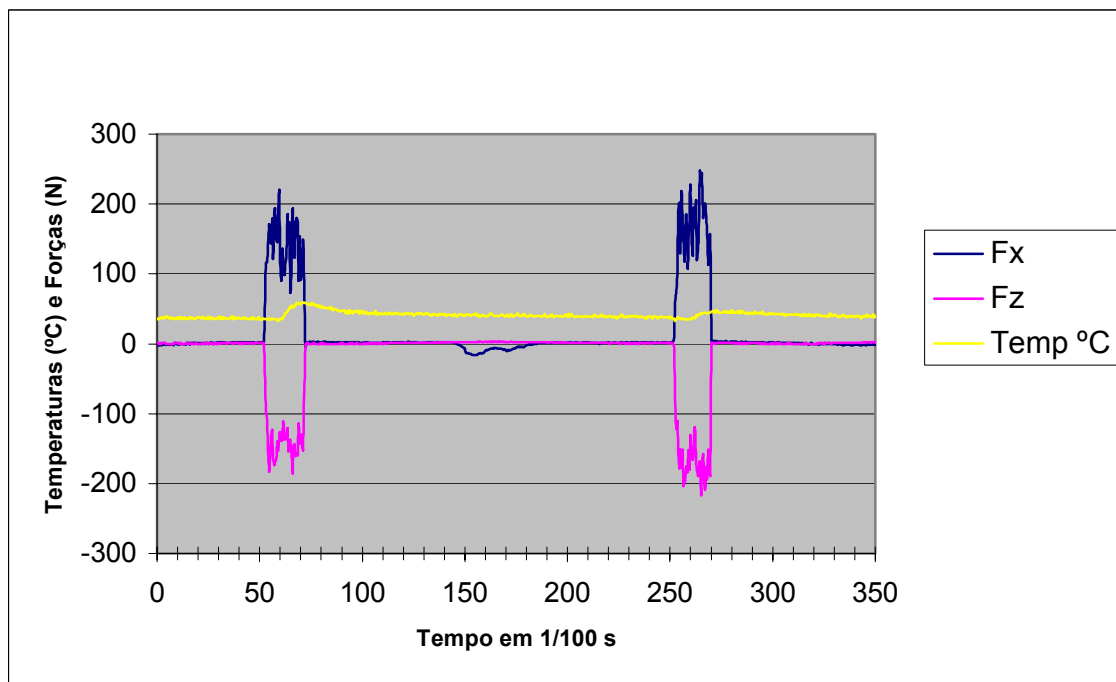


Fig. 5.7 – Forças e temperaturas durante duas passagens da mó pela amostra. Notar que a força de inércia tem sentido oposto à força F_x da primeira passagem. Assim a primeira passagem é feita em oposição e a segunda em concordância. Notar ainda que a subida de temperatura se dá a meio da passagem, e que é maior em oposição que em concordância

A figura 5.8 mostra em detalhe uma passagem durante a parte final do ensaio.

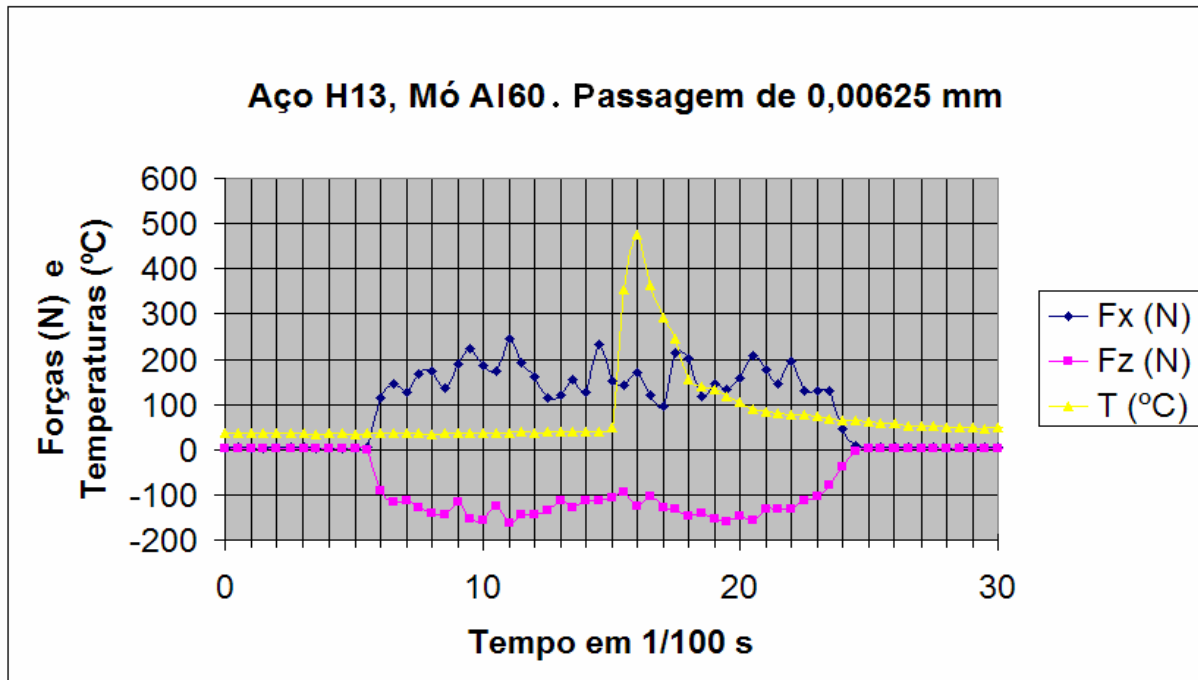


Fig. 5.8 – Detalhe de uma passagem da mó pela amostra com o termopar já muito próximo da superfície. Notar que a subida de temperatura é muito rápida (1/100 s) e que a descida, embora mais lenta é também muito rápida

Como se pode ver por comparação das figuras 5.7 e 5.8, embora (neste caso) as forças se mantenham constantes (passado o “spark-in”), as temperaturas atingem valores muito mais elevados à medida que o termopar vai ficando mais próximo da superfície. Este facto pode confirmar-se observando a figura 5.9 que mostra a evolução das temperaturas durante parte de um ensaio. A parte final do gráfico corresponde à rotura do termopar. A figura mostra 69 passagens que a 0,00625 mm dá 0,43 mm. Então a parte representada corresponde ao registo de temperaturas desde a profundidade de 0,43 mm até à superfície.

Atrás foi dito que o termopar está inicialmente a 1 mm da superfície (aproximadamente) e que as experiências são levadas a cabo até remoção de 2 mm. Assim, o termopar é cortado a meio da experiência. A partir desse ponto os valores obtidos incluem apenas forças pelo que não tem interesse (dado que as forças se mantêm). Então passa-se a considerar o fim da experiência, o momento em que o termopar é cortado. Esse

momento, como já se disse, pode ser determinado por observação da curva de temperatura, como se pode ver por na figura 5.10.

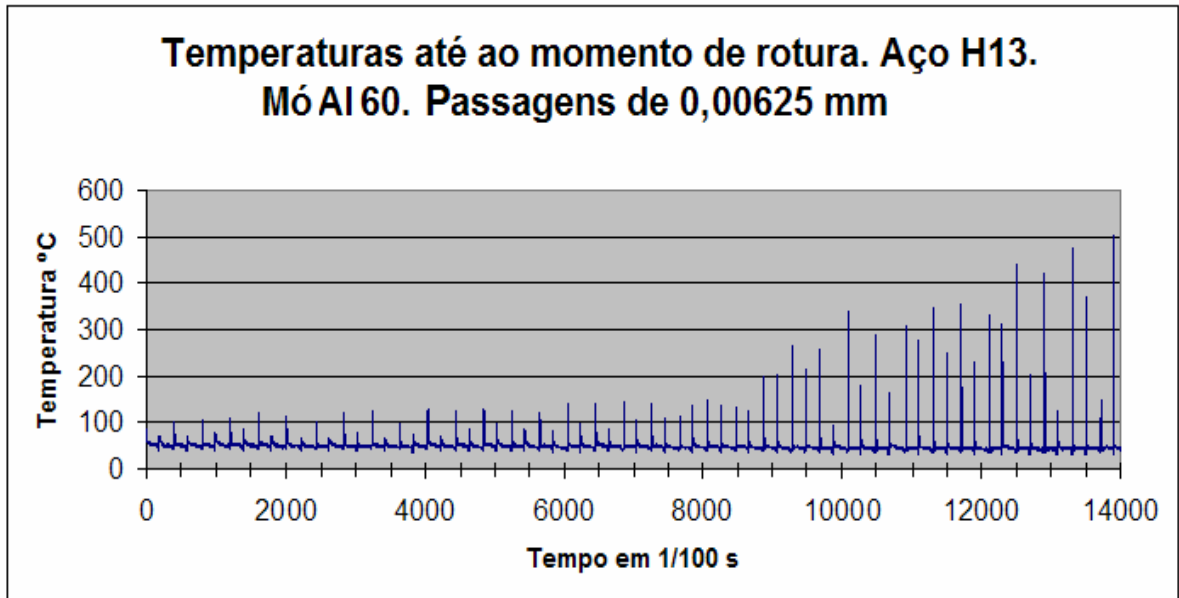


Fig. 5.9 – Temperaturas durante a parte final de um ensaio

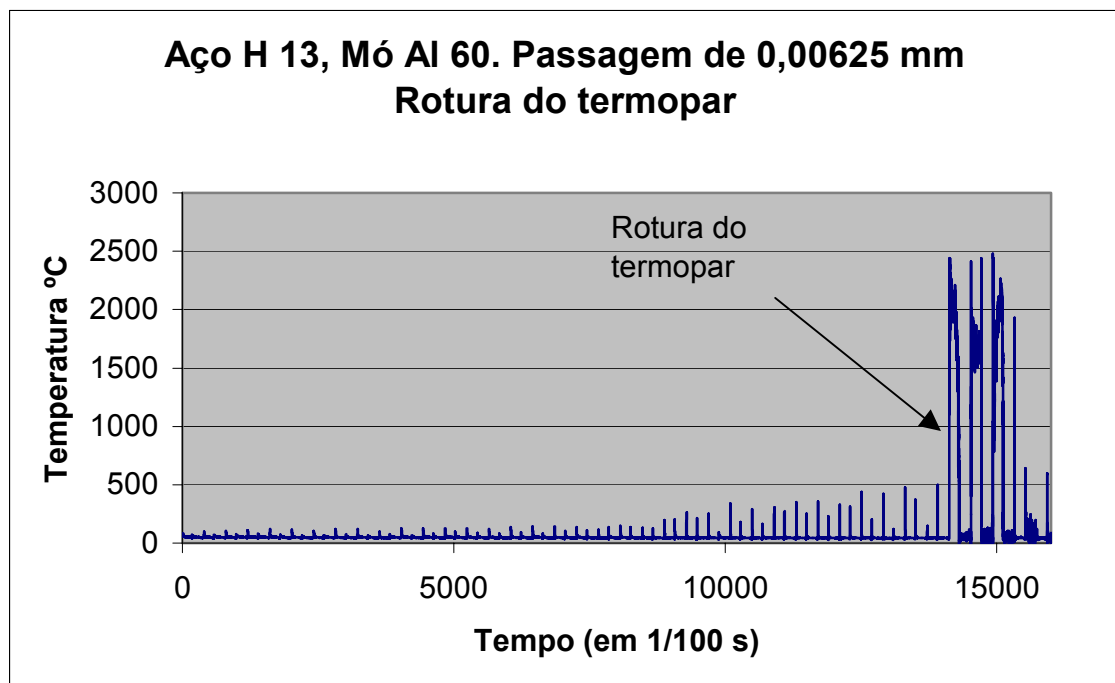


Fig. 5.10 – Gráfico de temperatura mostrando o ponto em que se dá a rotura do termopar

5.6.2. Representação em gráfico 3D das temperaturas

Em todas as experiências realizadas pretendeu-se que o escoamento de calor fosse bidimensional. Os gráficos 3D (de que a seguir se apresenta um exemplo) continuam a ter por filosofia de base um escoamento de calor bidimensional. Dado que temos dois eixos para as dimensões X e Y e o terceiro eixo é o da temperatura.

A realização de um gráfico 3D para visualização da distribuição da temperatura é feita na folha de cálculo Excel, e é um processo algo trabalhoso dado que implica seleccionar as temperaturas durante as passagens da mó (o que se determina por observação das forças) e arrastá-las de modo a formar um rectângulo na folha de cálculo com as temperaturas de todas as passagens. A figura 5.11 mostra um gráfico tipo.

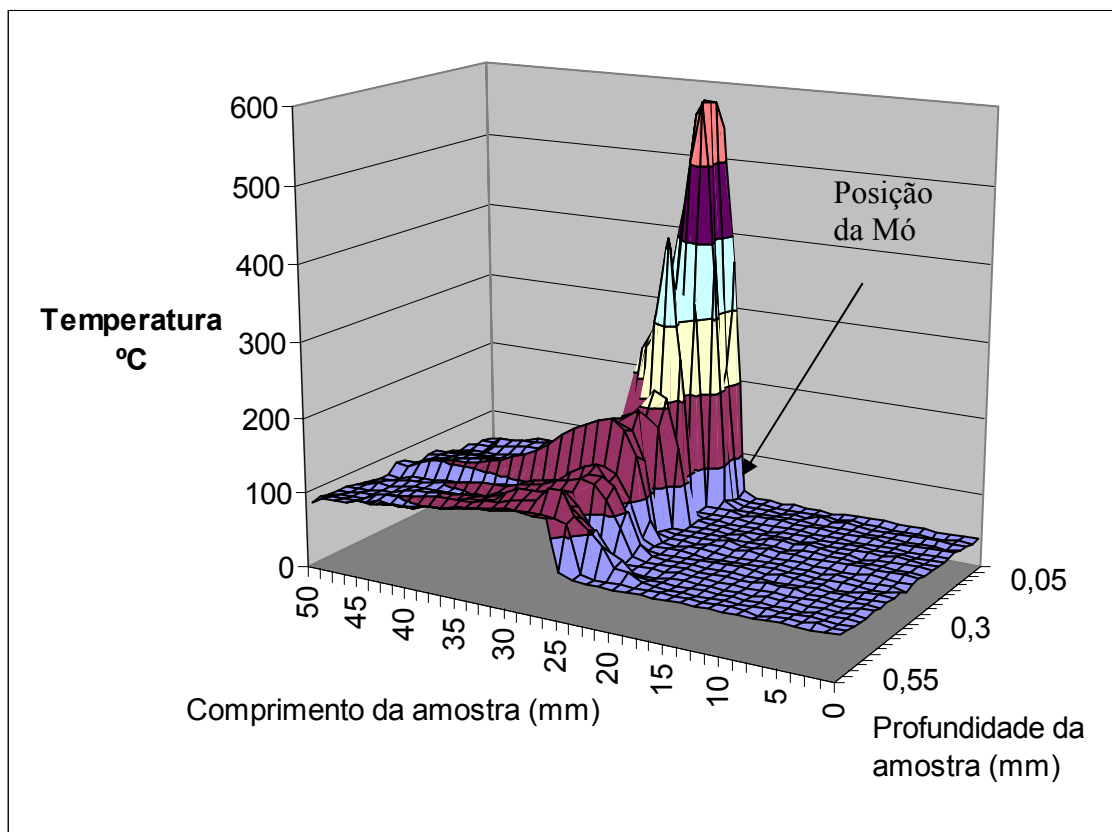


Fig 5.11. – Gráfico 3D da distribuição da temperatura. Representa a distribuição da temperatura na amostra no momento em que a mó passa no ponto assinalado pela seta

A figura 5.12 mostra o mesmo gráfico juntamente com a representação da amostra e da mó.

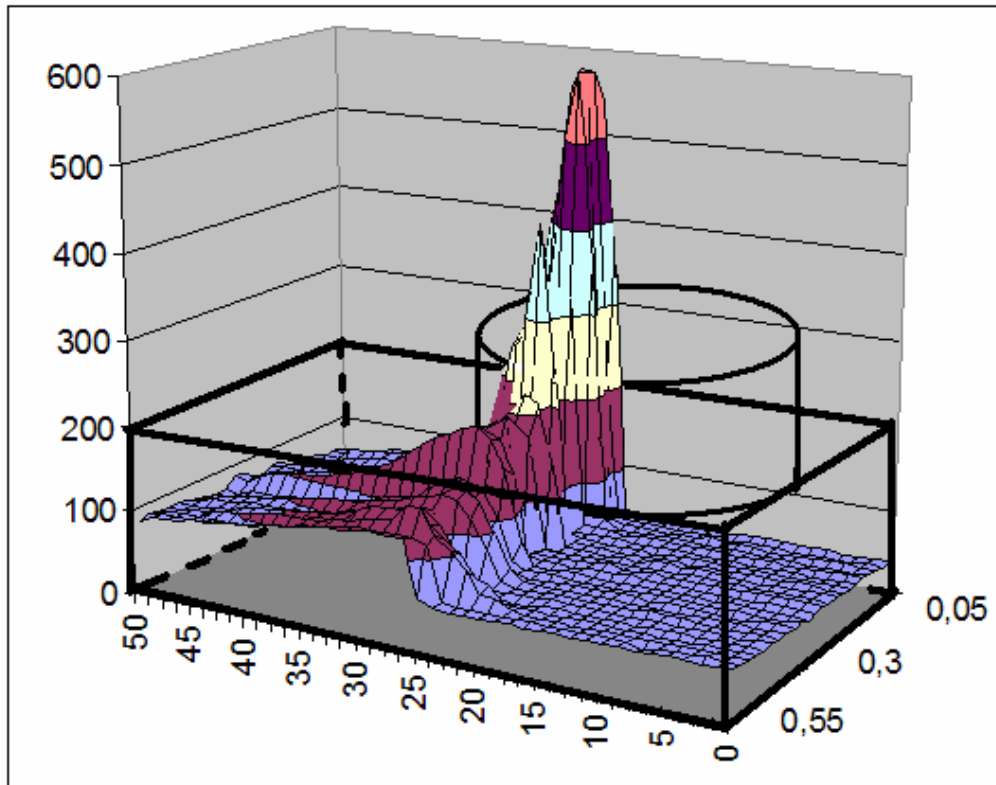


Fig. 5.12 – Gráfico 3D de distribuição da temperatura com representação da amostra e da mó

5.7. Materiais ensaiados

Após a fase de afinação do processo de aquisição de dados, durante a qual foram utilizados vários materiais como o aço CK45, alumínio puro e outros, decidiu-se fazer ensaios sobre os seguintes materiais:

- Aço H 13 Premium
- Aço F 13
- Ferro nodular Austemperado (ADI) Grau 1 segundo ASTM 897-90
- Compósito de matriz metálica (liga de alumínio) reforçado com partículas de SiC – 17% em volume

A composição química dos aços utilizados constam da tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Composição química dos aços utilizados

Referência	Composição Química					
	C	Si	Mn	Cr	Mo	V
H 13 Premium (H 13)	0,39	1,00	0,40	5,20	1,40	1,00
F 13	0,60	< 0,40	0,75			

As características do ADI constam da tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Características do ADI

Grau	Rm (Mpa)	R _{0,2} (Mpa)	A (%)	HB
1	850	550	10	≅ 292

As características material compósito constam da tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Características do material compósito

Material da matriz	Material de reforço	Fracção volumétrica (%)	Dimensões das partículas	Tratamento térmico	HB
AA356 (AlSi7Mg)	SiC	17	20μ	Homogeneização a 530°C seguida de envelhecimento (150°C 2-4 h)	≅ 65

5.8. Mós utilizadas

As características das mós utilizadas constam da tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Características das mós utilizadas

Referência	Dimensões	Abrasivo	Ligante	Nossa referência
A-60-I-6-V	350 X50	Al ₂ O ₃ 60 mesh	Vitrificado	Al60
A-80-I-9V	350 X50	Al ₂ O ₃ 80 mesh	Vitrificado	Al80
C-60-J-8-V	350 X50	SiC 60 mesh	Vitrificado	SiC
D-151-B-50-M	250 X 10	Diamante 60 – Mesh	Metálico (alumínio)	Diamante
B-60- M-50-M	350 X20	Nitrêto de boro cúbico – 60 mesh	Metálico (alumínio)	CBN

5.9. Descrição detalhada dos materiais ensaiados

5.9.1. Aços F13 e H 13

A composição química destes aços F 13 e H 13 consta da tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Composição química e estado de fornecimento dos aços F13 e H 13

Referência	Composição Química						Estado	HB
	C	Si	Mn	Cr	Mo	V		
H 13 Premium (H 13)	0,39	1,00	0,40	5,20	1,40	1,00	Recozido	≅ 202
F 13	0,60	< 0,40	0,75				Natural	≅ 244

5.9.1.1. Aço F 13

O aço F 13 é um típico aço ao carbono. O seu teor em carbono, uma vez que é fornecido no estado natural, faz com que a sua estrutura metalográfica seja constituída predominantemente por perlite (dado o teor em carbono ser próximo do eutético, ou seja

de 0,8 % de carbono) rodeada por uma rede de ferrite. A sua estrutura pode ser observada na figura 5.13.

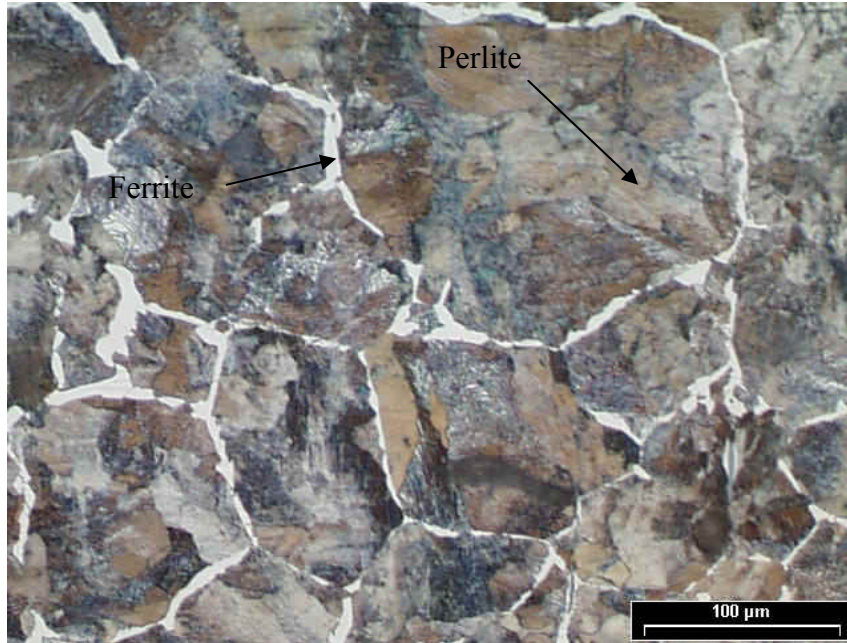


Fig. 5.13 – Microfotografia do aço F 13

5.9.1.2. Aço H 13

É um típico aço ligado com cromo, molibdénio e vanádio. O estado de fornecimento é o de recozido de globulização. A sua estrutura, constituída por cementite globulizada, no seio de uma matriz perlítica permite-lhe ser facilmente maquinável apesar dos elementos de liga. Este aço apresenta uma grande profundidade de têmpera.

Uma característica notável deste aço é que a sua dureza após têmpera depende da temperatura de austenitização, pois o carbono, fortemente ligado ao cromo sob a forma de carbonetos é estável até temperaturas elevadas (mais de 1000°C). Quanto maior for a temperatura de austenitização mais carbono fica livre e dissolvido na austenite e logo maior será a dureza do aço após têmpera.

A sua estrutura metalográfica pode ver-se na figura 5.14.

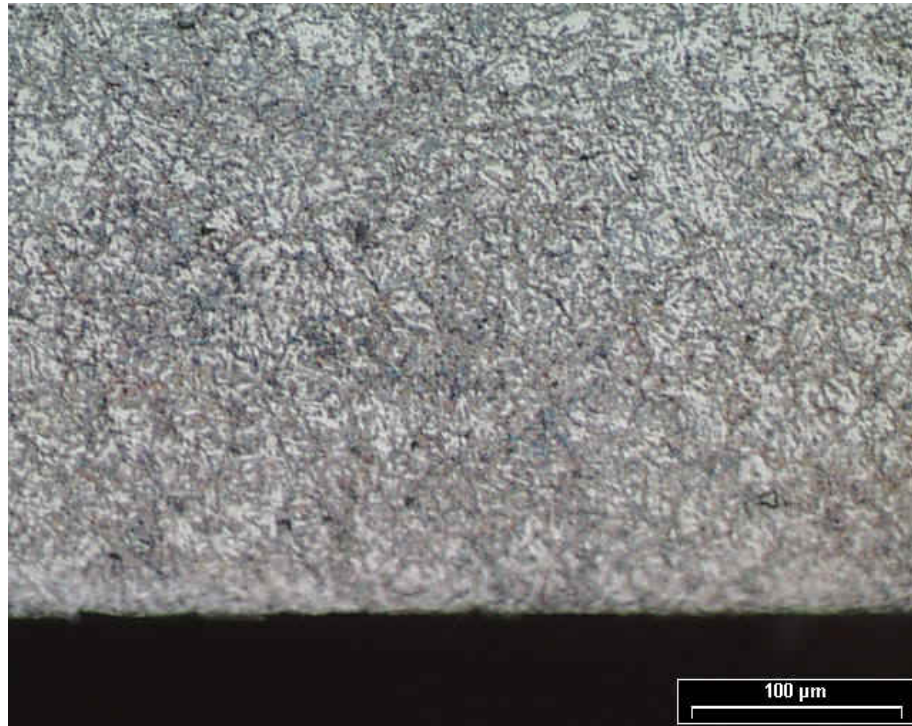


Fig. 5.14 – Fotomicrografia do aço H 13

5.9.2. Ferro nodular austemperado

O ferro nodular austemperado é correntemente referenciado pelas iniciais ADI (do inglês Austempered Ductile Iron). Obtém-se a partir do ferro nodular através de um tratamento térmico de austêmpera. A composição química do ferro nodular de base tem de ser ajustada à finalidade em questão. Eventualmente deverá possuir elementos de liga que garantam que a austêmpera se processa até ao núcleo da peça. Deste modo, peças espessas têm de ser ligadas com cobre, níquel, ou uma combinação dos dois.

As peças são fundidas do modo tradicional, isto é, em areia. Após solidificação e arrefecimento são granalhadas e rebarbadas, sofrendo então o tratamento de austêmpera.

Em bruto de fusão este material tem estrutura perlítica, ou ferrito-perlítica, devido aos elementos de liga. Uma estrutura inicial com bastante perlite é benéfica, pois encurta o tempo de estágio de austenitização (Dorazil, 1991).

O tratamento térmico completo consiste em levar o material até à temperatura de austenitização (por volta dos 900°C) para dissolver o carbono na matriz. O tempo de estágio a esta temperatura anda por volta de duas horas mais 20 minutos por cada cm de espessura da peça. Segue-se a austêmpera, que consiste em mergulhar as peças num banho de sais cuja temperatura está compreendida entre 325 °C e 400 °C. As peças permanecem nesse banho um tempo bem determinado em função da composição química. Seguidamente são trazidas até à temperatura ambiente por arrefecimento ao ar. O gráfico da figura 5.15 representa o tratamento de austêmpera.

Tal como no ferro nodular o ADI tem vários graus aos quais correspondem características mecânicas próprias. A temperatura do banho de sais é o factor que mais influencia estas características. Temperaturas da ordem dos 400°C produzem maiores extensões após rotura (alongamento) e menores tensões de rotura e limite de elasticidade.

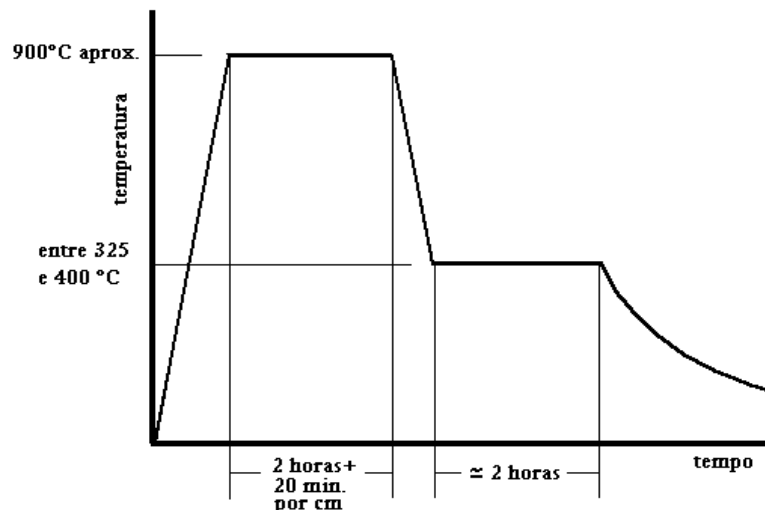


Fig. 5.15 – Ciclo térmico de Austêmpera

Temperaturas da ordem dos 325°C produzem maiores tensões de rotura e maiores tensões limite de elasticidade com alongamentos muito baixos.

Tal como no nodular convencional o alongamento varia inversamente com a tensão de rotura e a tensão limite de elasticidade. A diferença é que os valores são substancialmente mais elevados.

As tabelas 5.6 e 5.7 seguintes comparam os valores dados pelas normas para o ADI e para o ferro nodular

Tabela 5.6 – Especificações para o ADI

ASTM 897-90 para o ADI					
Grau	Rm(Mpa)	R(0,2) (Mpa)	A(%)	K(J)	BHN
1	850	550	10	100	269-321
2	1050	700	7	80	302-363
3	1200	850	4	60	314-444
4	1400	1100	1	35	388-477
5	1600	1300	-	-	444-555

Tabela 5.7 – Especificações para o Ferro nodular convencional

ASTM A 536-84			
classe	Rm(Mpa)	R(0,2) (Mpa)	A(%)
60-40-18	414	276	18
65-42-12	448	310	12
80-55-06	552	379	6
100-70-03	690	483	3
120-90-02	827	621	2

O gráfico da figura 5.16, construído a partir das tabelas anteriores mostra claramente a superioridade do ADI em relação ao ferro nodular convencional (FN).

Podemos notar que:

- Para um mesmo alongamento a tensão de rotura é muito superior

- Os maiores valores de tensão de rotura para o nodular normal são inferiores aos menores valores de tensão de rotura do ADI.

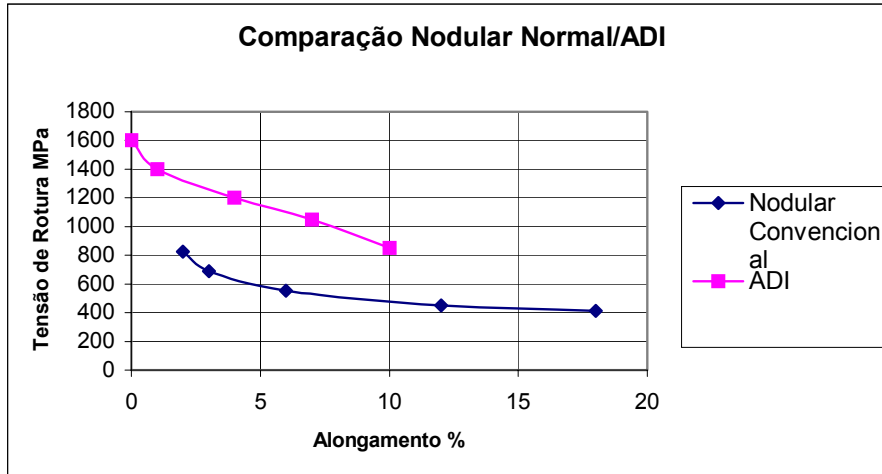


Fig. 5.16 – Relação entre a tensão de rotura e o alongamento para as várias classes de FN e de ADI

O ADI ainda é pouco utilizado, pois para tirar partido das suas qualidades é necessário reduzir as dimensões das peças. No entanto, este material está a ser experimentado em máquinas novas.

Tradicionalmente, as cambotas dos automóveis são feitas de dois materiais. Para veículos de média e baixa potência usa-se o ferro nodular perlítico. Para veículos topo de gama e automóveis de competição usa-se o aço forjado. Está-se a tentar introduzir o uso do ADI em veículos de turismo topo de gama (grandes potências).

Metalogicamente, o ADI é constituído por nódulos de grafite numa matriz que consiste em ferrite (em forma de ripas) e austenite.

A sua estrutura pode ver-se na figura 5.17.

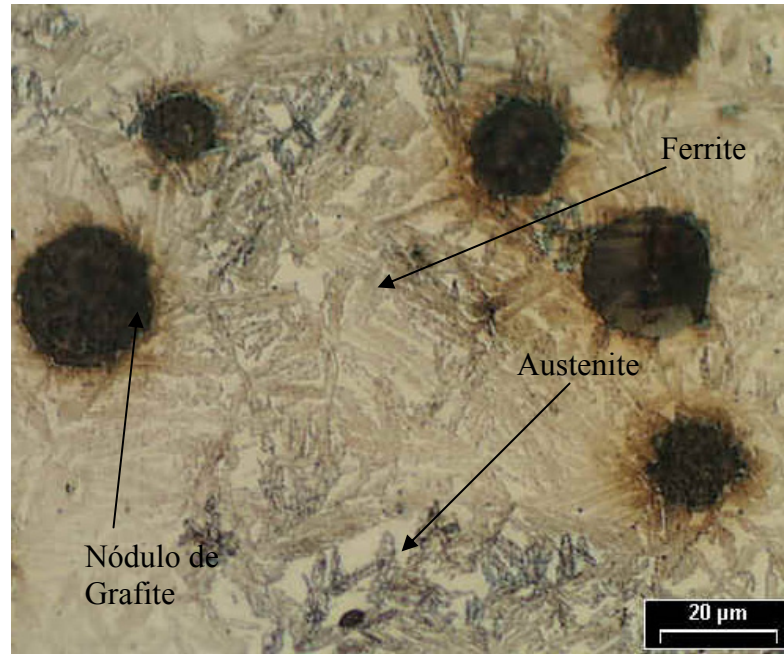


Fig. 5.17 – Fotomicrografia do ADI

5.9.3. Compósito de matriz de Alumínio (liga Al/Si) reforçado com partículas de SiC(ref. AA356/SiC/17p)

As características do compósito utilizado constam da tabela 5.8.

Tabela 5.8 – Características do material compósito

Material da matriz	Material de reforço	Fracção volumétrica (%)	Dimensões das partículas	Tratamento térmico
AA356 (AlSi7Mg)	SiC	17	20μ	Homogeneização a 530°C seguida de envelhecimento (150°C 2-4 h)

A matriz deste material é a de uma típica liga de Alumínio. A estrutura da liga é constituída por partículas de silício no seio de uma matriz de alumínio. Estas partículas de silício são mais pequenas que as partículas do reforço (SiC). Ao microscópio, as partículas de silício e as de carboneto de silício têm coloração muito idêntica, mas dado

o seu diferente tamanho e a forma mais arredondada dos precipitados de silício, são facilmente identificáveis.

A figura 5.18 mostra a estrutura do compósito.

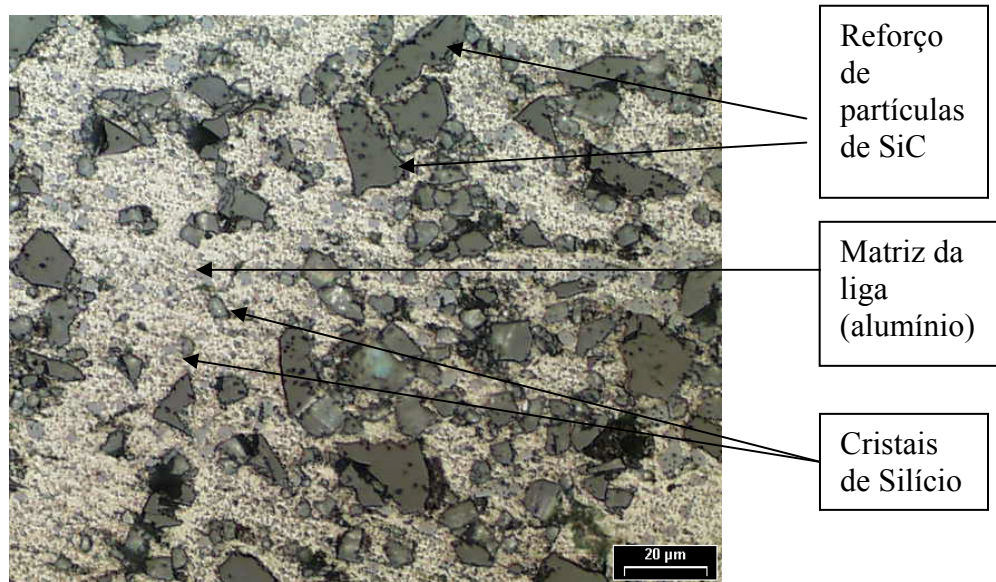


Fig. 5.18 – Fotomicrografia do compósito de matriz de alumínio

5.10. Ensaaios preliminares

Alguns ensaios preliminares foram realizados no sentido de afinar o processo e de validar os resultados.

Para afinamento do processo foram utilizados, dada a sua disponibilidade e facilidade de preparação de amostras, Aço CK 45 e Alumínio “puro” (99,5 % de Al). Estes ensaios produziram alguns resultados que constam da tabela 5.9.

Quanto à validação de resultados, o ensaio que a seguir se descreve foi realizado com a finalidade de se saber onde é gerada a temperatura que se mede.

No início de cada ensaio o termopar não está em contacto com a mó. Então a temperatura lida provém do calor gerado pela mó ao rectificar o material. Mas quando o termopar é atingido pela mó, ele é rectificado algumas vezes (durante algumas

passagens) antes de ser cortado. Nessa altura algum calor é gerado devido à “rectificação do termopar”.

No sentido de se saber até que ponto o facto de o termopar ser “rectificado” pode alterar o valor das temperaturas lidas, preparou-se uma amostra de aço CK 45 idêntica em tudo às utilizadas nos nossos ensaios, mas o termopar ficou colocado, não na parte metálica, mas no meio da resina epoxi, como se pode ver em esquema na figura 5.19.

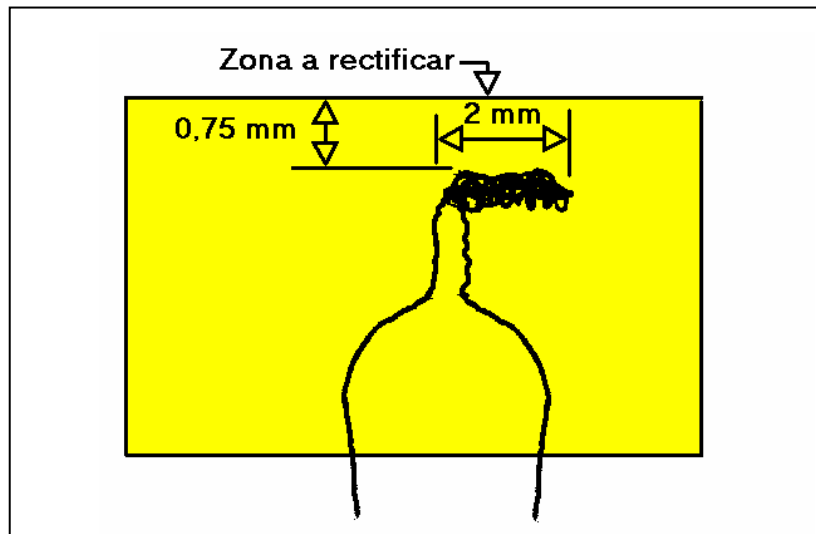


Fig. 5.19 – Esquema da colocação do termopar na resina epoxi

Os resultados podem observar-se através da figura 5.20.

A conclusão a tirar é que as temperaturas obtidas são muito inferiores às que normalmente se obtêm com este tipo de mó em metais. A resina é um material isolante, pelo que as temperaturas deveriam ser superiores. Por outro lado, como se pode ver pela parte inicial da curva, a rectificação da resina não gera grandes quantidades de calor. Assim, concluí-se que apesar de haver algum calor gerado pela rectificação do termopar, as maiores temperaturas obtidas quando este se encontra no seio de um metal são devidas à rectificação do próprio metal. Esta conclusão é de natureza meramente qualitativa.

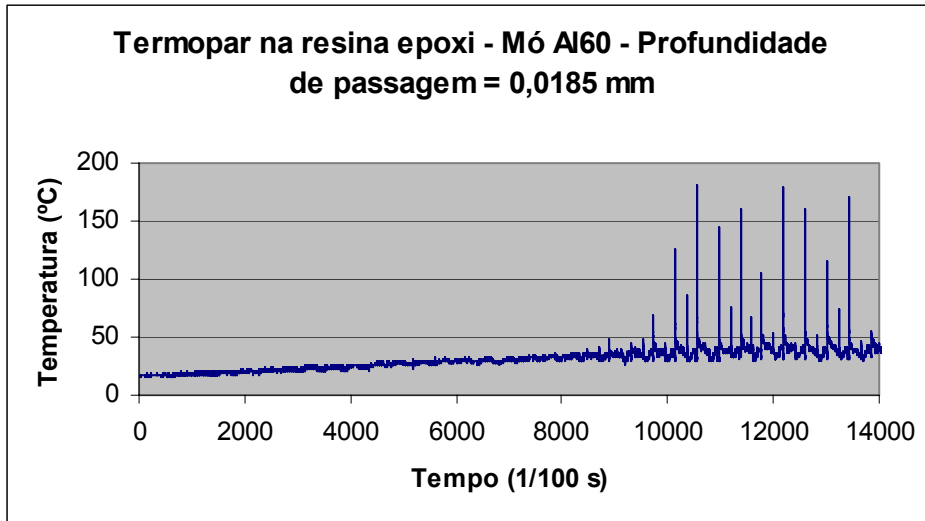


Fig. 5.20 – Curva de temperatura obtida com o termopar no seio da resina epoxi

Quanto aos resultados experimentais obtidos durante a fase de estudo da forma mais conveniente das amostras, e que constam da tabela 5.9, deveremos dizer o seguinte:

- As mós de carboneto de silício não são indicadas para rectificar aço, ao passo que para o alumínio se usam de preferência estas mós o que está de acordo com os resultados obtidos uma vez que:
 1. Para o alumínio, se verifica que a mó SiC produz uma força normal inferior
 2. Para o aço a mó SiC produz forças superiores.

Tabela 5.9 – Forças e temperaturas obtidas na rectificação de Al 99,5 e aço CK45

Material	Mó	Profundidade de Passagem	Fx/larg. (N/mm)	Fz/larg (N/mm)	Temperatura máxima atingida (°C)
CK 45	Al60	0,0125 mm	8,21	12,33	573
CK 45	Al80	0,0125 mm	9,49	13,70	630
CK 45	SiC	0,0125 mm	10,95	17,13	493
Al 99,5	Al60	0,0125 mm	9,13	11,30	263
Al 99,5	Al80	0,0125 mm	9,67	10,28	275
Al 99,5	SiC	0,0125 mm	9,13	7,71	267

Importa aqui referir que as forças produzidas por uma mó dependem muito da forma como esta é rectificada. Uma rectificação fina produz forças maiores que uma rectificação grosseira (embora produza um melhor acabamento superficial da peça). Em todas as experiências realizadas tentou-se, na medida do possível, rectificar a mó sempre da mesma maneira. O processo de rectificação das mós convencionais (Al60, Al80 e SiC), que se realizou sempre antes do início de cada experiência, consta dos seguintes passos:

1. Passagens do diamante pela mó a uma profundidade 0,0125 mm até que toda a mó adquira a mesma coloração
2. Uma passagem final a uma profundidade de 0,00625 mm.

Capítulo 6

Experiências em rectificação superficial

Capítulo 6

6. Experiências em rectificação superficial

6.1. Experiências com os Aços H13 e F13

6.1.1. Gráficos de temperatura obtidos

6.1.2. Conclusões

6.2. Experiências com o Ferro Nodular Austemperado (ADI)

6.2.1. Relação entre a força tangencial específica e a temperatura para o ADI

6.2.2. Conclusões

6.3. Experiências com o compósito de matriz de alumínio e reforço de partículas de SiC

6.3.1. Evolução das forças

6.3.2. Limpeza das mós com jacto de água a alta pressão

6.3.3. Utilização de superabrasivos na rectificação do compósito de matriz de alumínio

6.3.4. Forças na rectificação do compósito de matriz de alumínio

6.3.5. Temperaturas na rectificação do compósito de matriz de alumínio

6.3.6. Conclusões sobre a parte experimental da rectificação superficial

Capítulo 6

Experiências em rectificação superficial

6.1. Experiências com os Aços H13 e F13

Estes materiais foram ensaiados com as mós de alumina e de nitrêto de boro cúbico. O diamante e o carboneto de silício não são apropriados para rectificar aços devido à afinidade do ferro para o carbono.

Para cada aço e para cada mó foram realizadas 3 experiências (usando a metodologia descrita no capítulo 5) com as profundidades de corte de 0,00625, 0,0125 e 0,01875 mm. Os resultados obtidos constam da tabela 6.1.

Tabela 6.1 – Resultados da rectificação superficial dos aços H13 e F 13

Aço	Mó	Profundidade de corte (mm)	Fx/largura (N/mm)	Fz/largura (N/mm)	Temperatura máxima medida (°C)
H13	Al60	0,00625	6,57	8,22	495
		0,0125	13,14	18,27	613
		0,01875	15,82	22,83	741
	Al80	0,00625	5,89	8,91	364
		0,0125	9,49	12,33	582
		0,01875	10,22	10,96	544
	CBN	0,00625	9,13	13,70	178
		0,0125	23,00	46,44	493
		0,01875	32,85	64,39	340
F13	Al60	0,00625	5,72	7,76	339
		0,0125	9,73	13,70	492
		0,01875	11,32	16,90	561
	Al80	0,00625	4,62	6,85	332
		0,0125	7,79	10,50	379
		0,01875	10,71	15,07	664
	CBN	0,00625	6,57	13,70	286
		0,0125	13,51	26,03	161
		0,01875	21,90	41,10	260

Os resultados apresentados na tabela 6.1 podem ser analisados no seu conjunto ou por grupos. (tipo de aço, mó utilizada, etc.)

No gráfico da figura 6.1 pode ver-se que independentemente do tipo de aço, do tipo de mó, ou da profundidade de corte escolhida há uma razoável relação entre a força tangencial e a força normal. Para a linha de tendência escolheu-se uma recta dada a pequena quantidade de pontos de que dispomos. Também se impôs que a recta passe pela origem. Para esta linha de tendência o coeficiente de correlação R^2 vale 0,93. Para uma linha polinomial de grau dois R^2 vale 0,97.

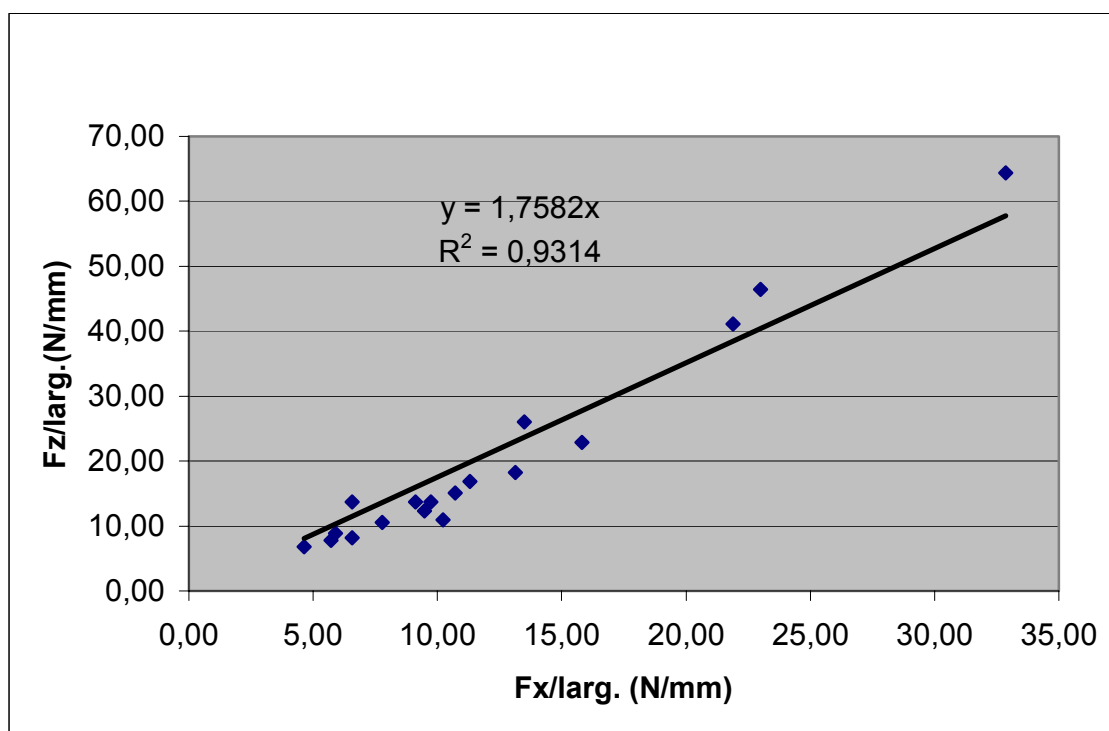


Fig. 6.1 – Relação entre $F_x/larg.$ e $F_z/larg.$ para os aços H13 e F13

A quantidade de calor que entra na peça aquando da rectificação depende (entre outros factores) da energia dispendida pela mó e da maneira como essa energia é repartida entre a mó, as aparas, a peça e o fluido de refrigeração.

Sendo assim pode pôr-se a hipótese de haver uma relação entre a força tangencial específica ($F_x/larg.$) e a temperatura máxima obtida. A figura 6.2 sugere que para as mós de abrasivos convencionais essa relação existe. A figura 6.3 mostra essa relação. Para a mó de CBN essa relação deve também existir mas o pequeno numero de pontos não o mostra com clareza. No entanto, pode-se tirar a conclusão que a mó de CBN produz, de uma maneira geral, temperaturas mais baixas.

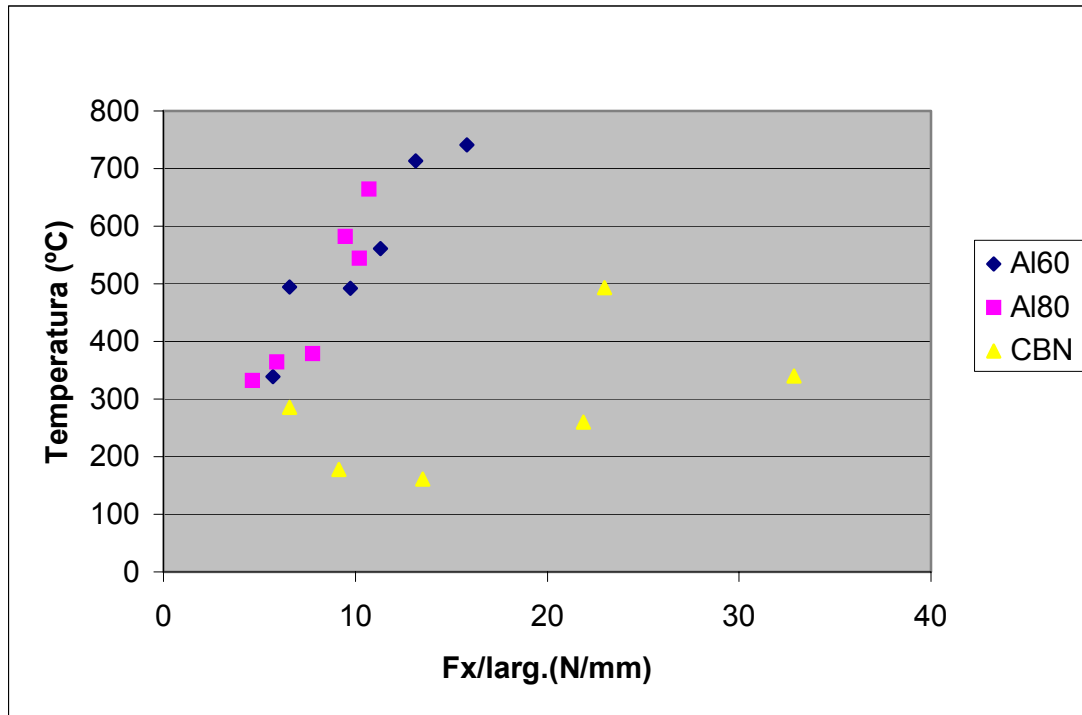


Fig. 6.2 – Relação entre $F_x/larg.$ e a temperatura para os aços F13 e H13

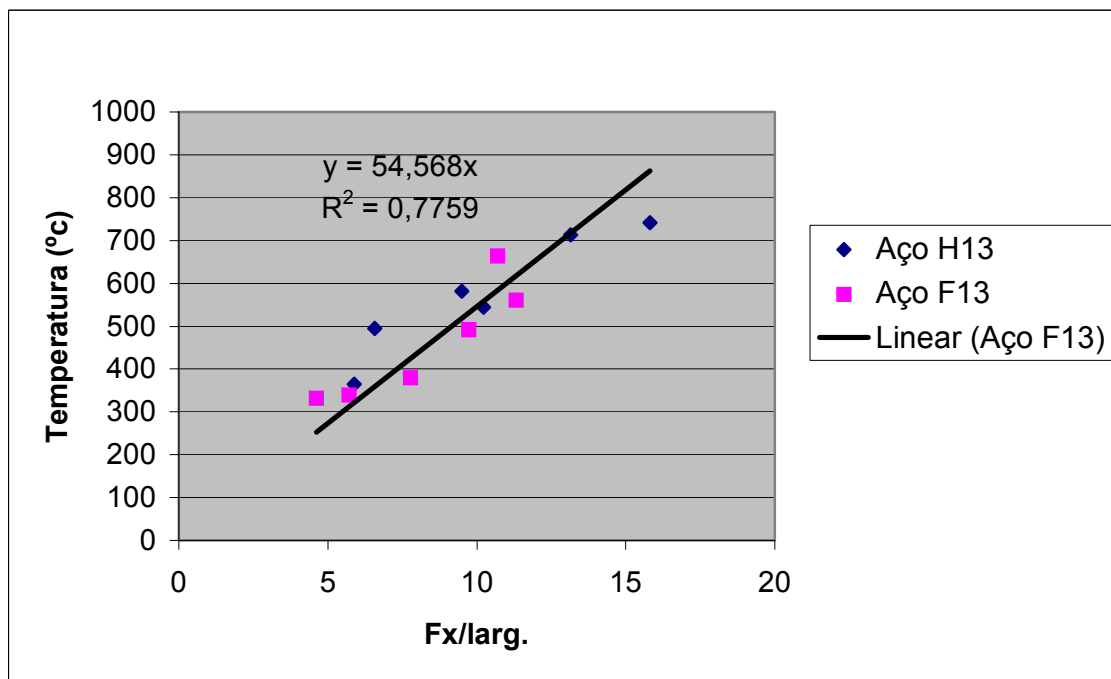


Fig. 6.3 – Relação entre $F_x/larg.$ e a temperatura para os aços F13 e H13 para mós de abrasivos convencionais

Faz-se notar que, para os aços, as mós convencionais têm um comportamento muito diferente em relação à mó de CBN no tocante a temperaturas e forças. As mós CBN aquecem menos a peça, mas produzem forças substancialmente maiores.

Como é lógico, as forças específicas dependem muito da profundidade de passagem. A figura 6.4 mostra que essa relação existe para todos os casos, mas depende do aço e da mó. Da análise da figura conclui-se que a mó de CBN produz forças específicas mais elevadas que as mós convencionais.

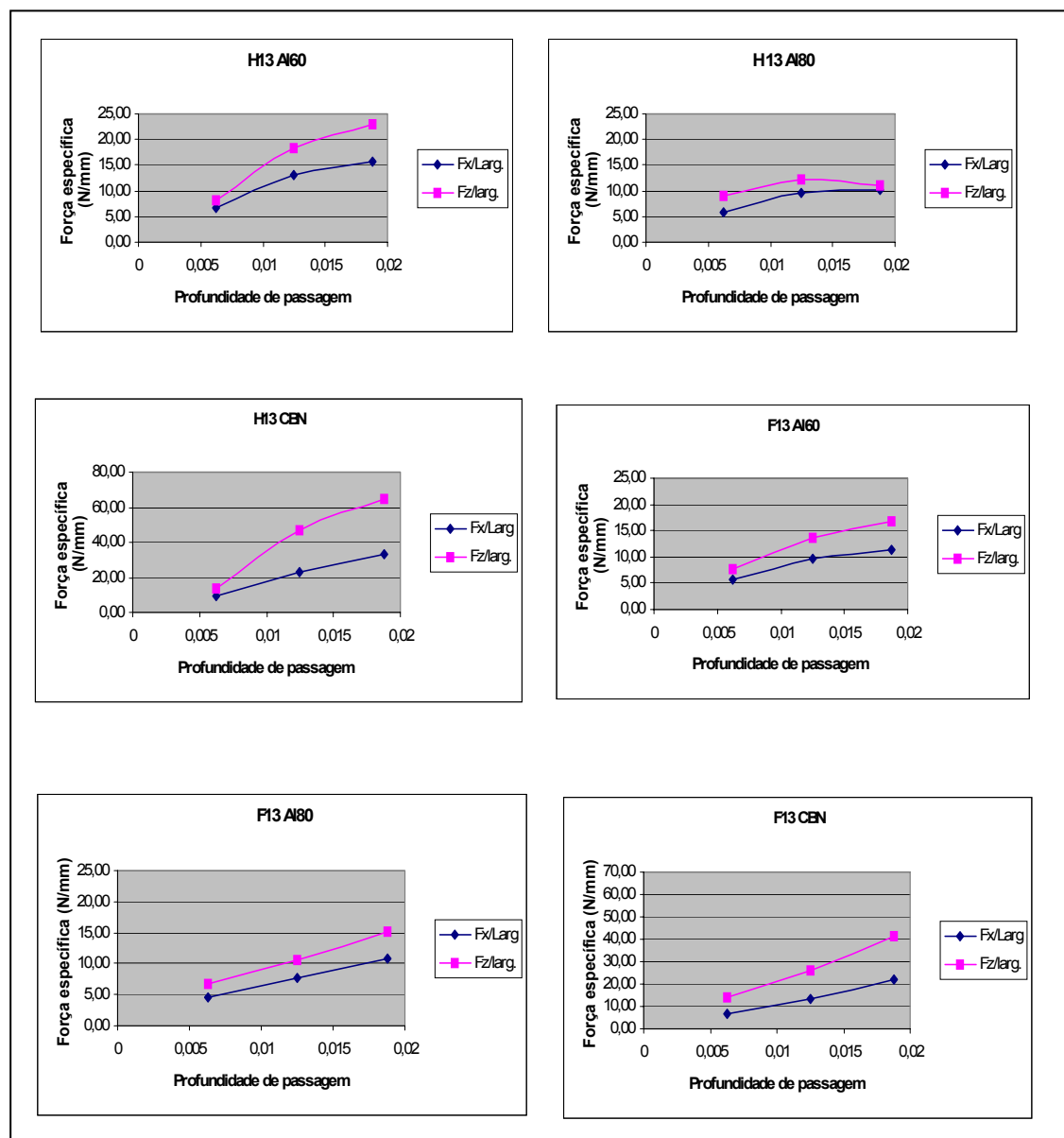


Fig. 6.4 – Relação entre a profundidade de passagem (mm) e as forças específicas

6.1.1. Gráficos de temperatura obtidos

A Figura 6.5 mostra a distribuição de temperatura para 3 profundidades de corte diferentes. Trata-se do Aço F 13 e a mo é Al60.

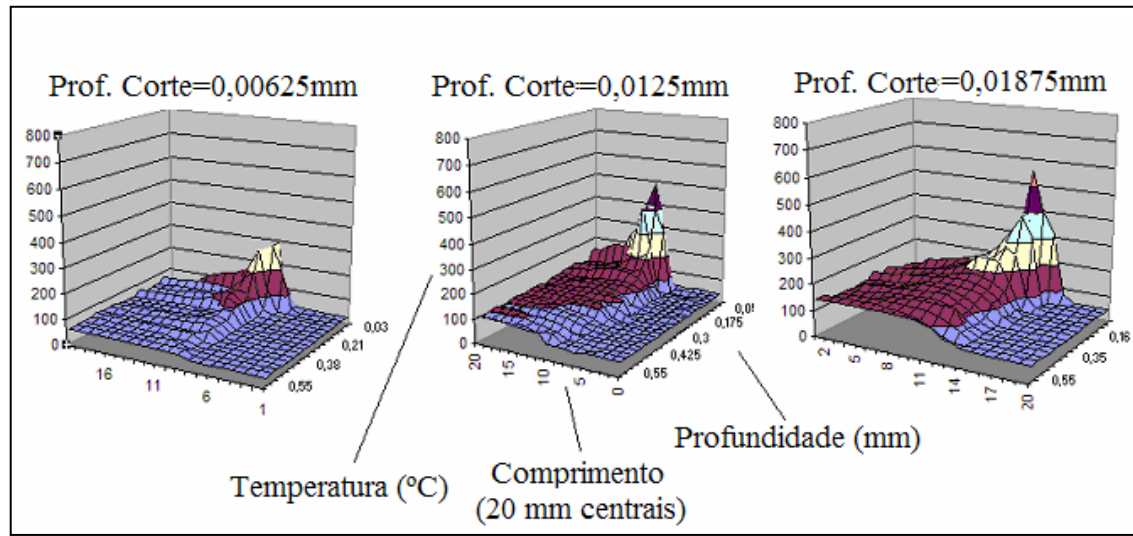


Fig. 6.5 – Curvas de temperatura para o aço F13 e mó Al60 em função da profundidade de corte

As figuras 6.6 a 6.11 mostram em gráfico tridimensional as temperaturas obtidas (distribuição longitudinal e em profundidade) para os dois aços e as 3 mós. A profundidade de corte é, em todos os casos, de 0,0125 mm.

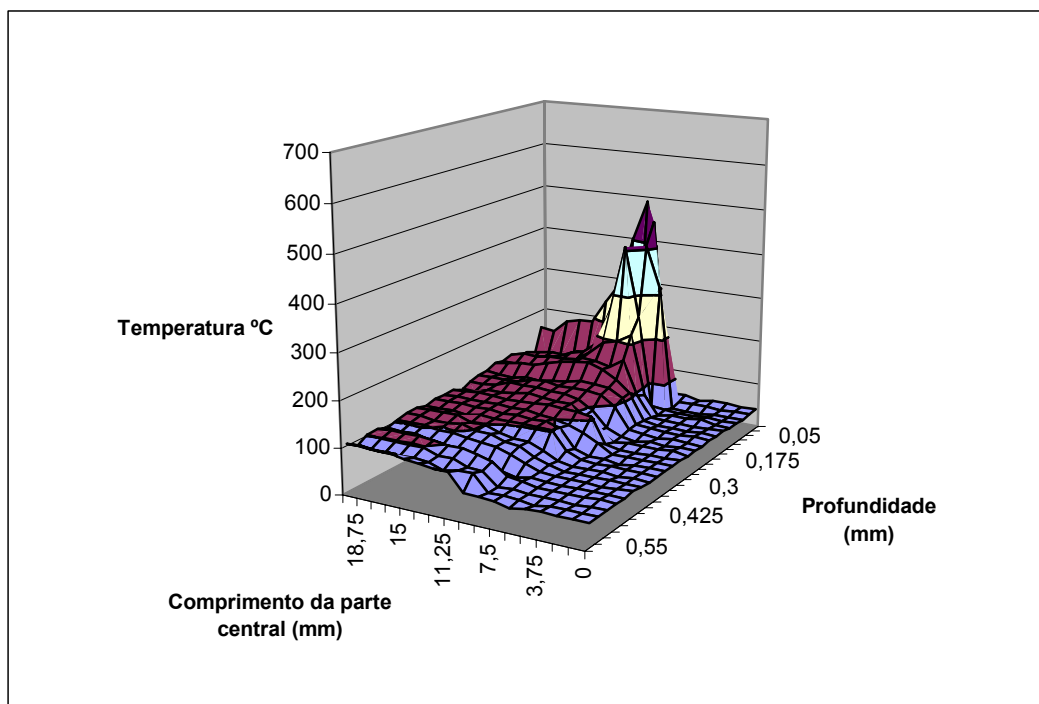


Fig. 6.6 – Distribuição de temperatura para o aço F13 – mó Al60

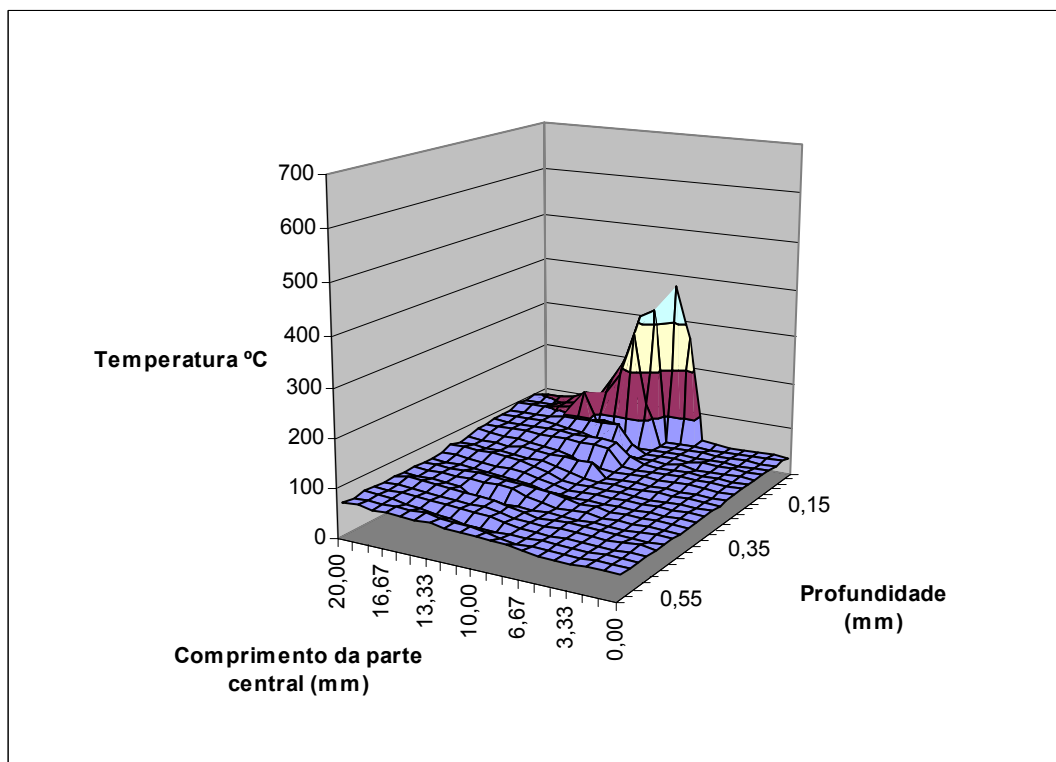


Fig. 6.7 – Distribuição de temperatura para o aço F13 – mó Al80

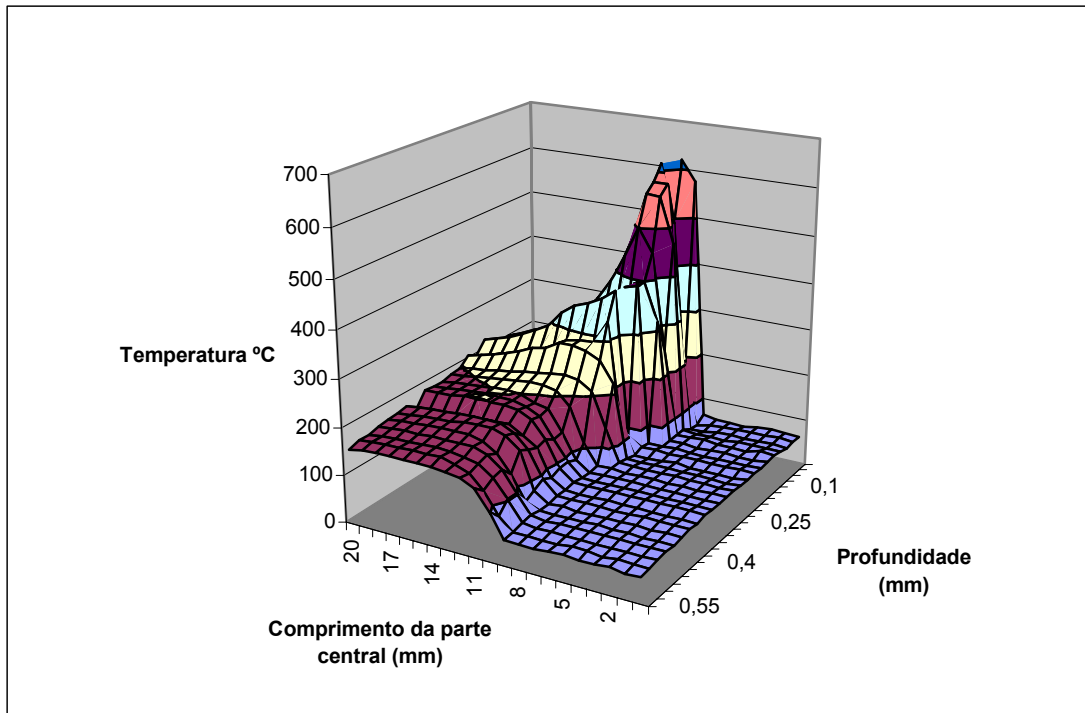


Fig. 6.8 – Distribuição de temperatura para o aço H13 – mó Al60

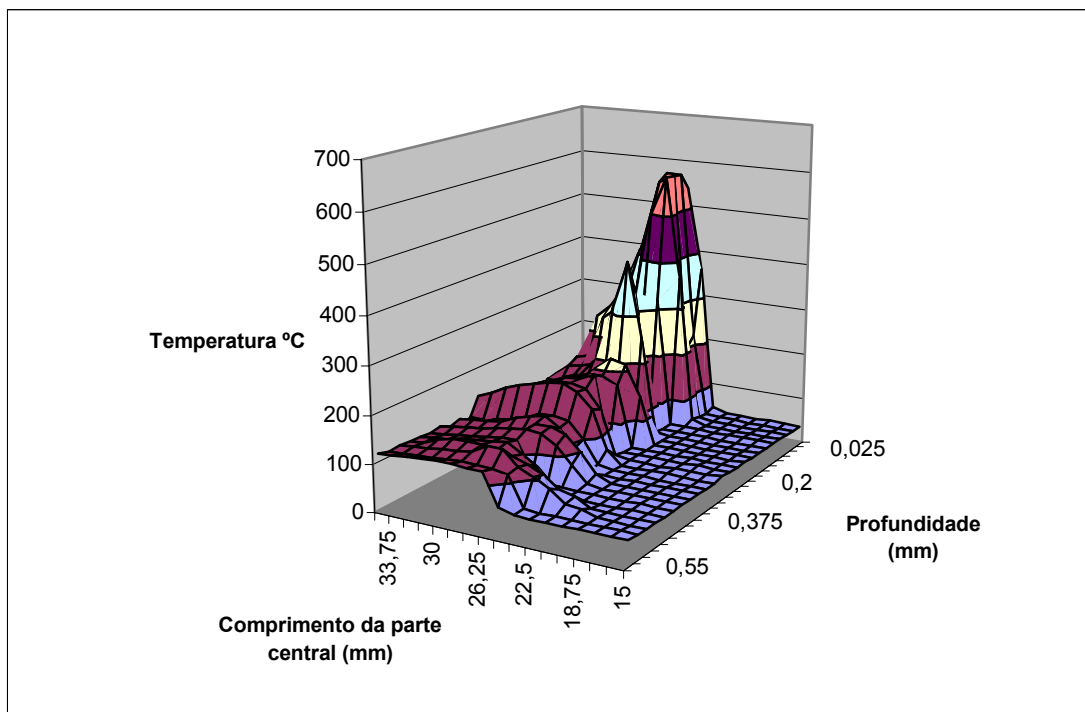


Fig. 6.9 – Distribuição de temperatura para o aço H13 – mó Al80

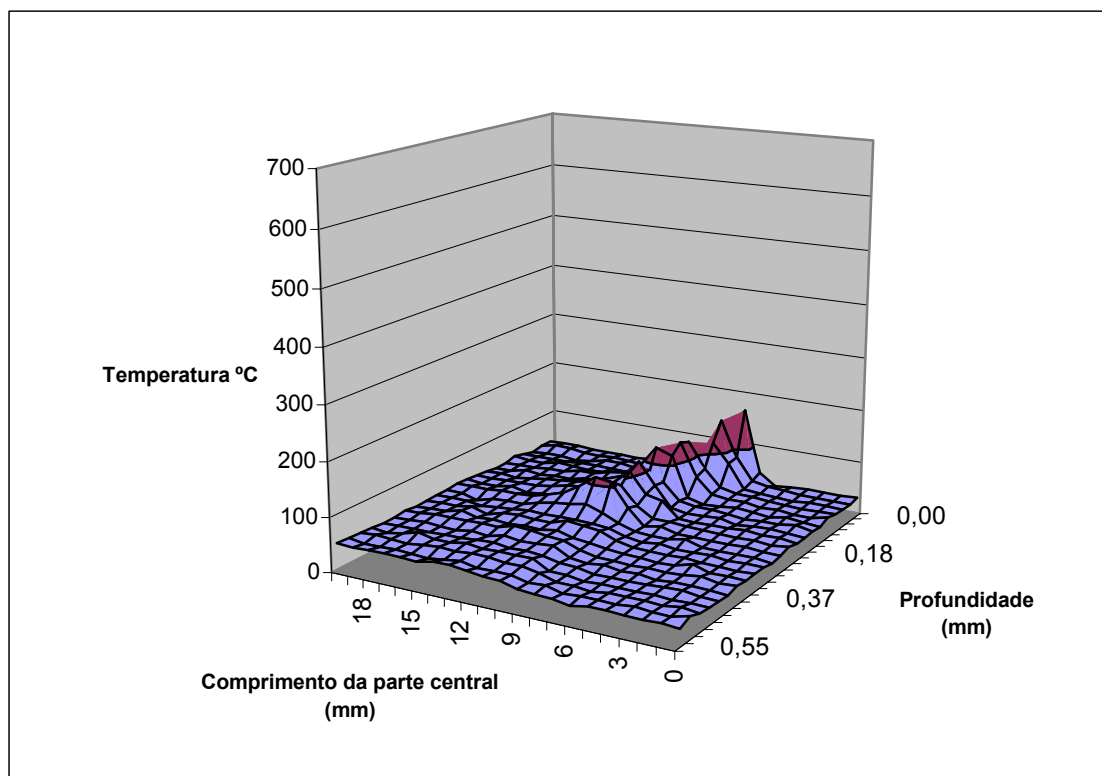


Fig. 6.10 – Distribuição de temperatura para o aço F13 – mó CBN

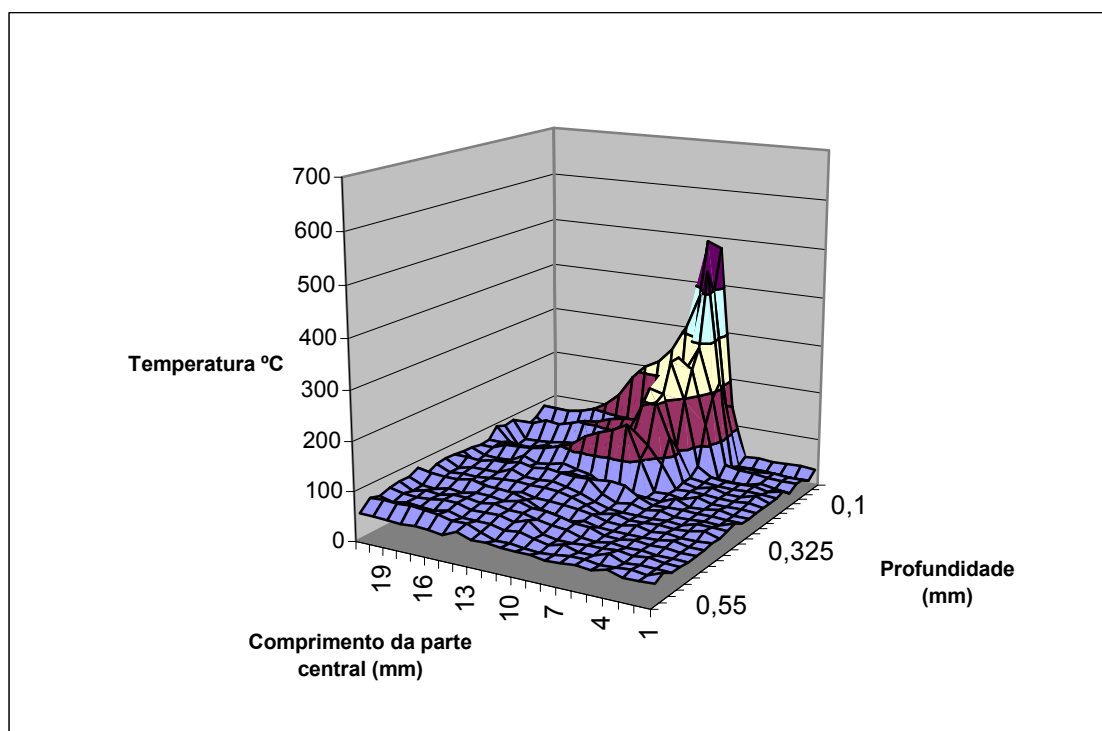


Fig. 6.11 – Distribuição de temperatura para o aço H13 – mó CBN

6.1.2. Conclusões

- As temperaturas obtidas aumentam à medida que a profundidade de corte aumenta. Isto acontece para todos os casos
- A mó CBN gera temperaturas substancialmente mais baixas
- Entre as mós Al60 e Al80 não há diferenças muito significativas.

6.2. Experiências com o Ferro Nodular Austemperado (ADI)

Este material foi ensaiado com as mós de alumina, de carboneto de silício e de nitrêto de boro cúbico.

Para este material e para cada mó foram realizadas 3 experiências (usando a metodologia descrita no capítulo 5) com as profundidades de corte de 0,00625, 0,0125 e 0,01875 mm. Os resultados obtidos constam da tabela 6.2.

Tabela 6.2 – Resultados da rectificação superficial do ADI

Material	Mó	Profundidade de corte (mm)	Fx/largura (N/mm)	Fz/largura (N/mm)	Temperatura máxima medida (°C)
ADI	Al60	0,00625	4,84	11,23	297
		0,0125	7,03	15,41	369
		0,01875	11,32	27,40	703
	Al80	0,00625	4,05	8,91	285
		0,0125	5,66	12,67	566
		0,01875	8,40	19,87	809
	SiC	0,00625	5,93	14,73	376
		0,0125	7,57	18,15	417
		0,01875	12,78	33,05	640
	CBN	0,00625	6,21	14,39	160
		0,0125	8,03	19,18	162
		0,01875	10,95	23,63	286

Também aqui se verifica uma boa relação entre as forças específicas Fx/larg. e Fz/larg. como se pode ver na figura 6.12

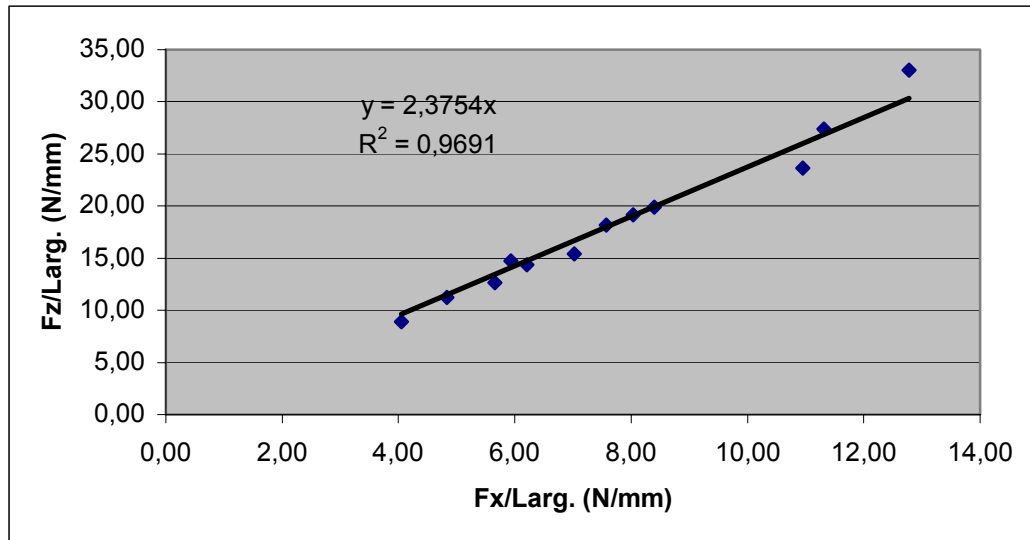


Fig. 6.12 – Relação entre $F_x/Larg.$ e $F_z/Larg.$ para o ADI

6.2.1. Relação entre a força tangencial específica e a temperatura para o ADI

A relação entre a força tangencial específica e a temperatura máxima obtida só se observa separando os ensaios por tipo de mó, como se vê na fig. 6.13.

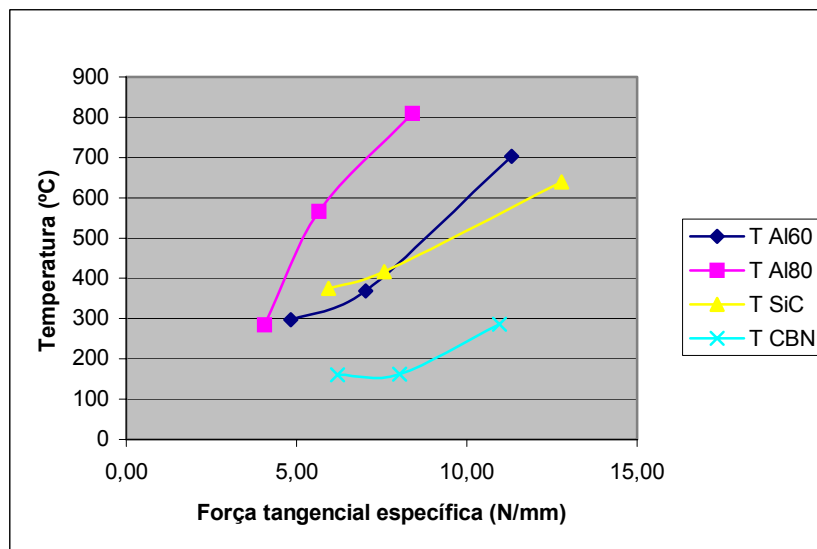


Fig. 6.13 – Relação entre a força tangencial específica e a temperatura máxima obtida

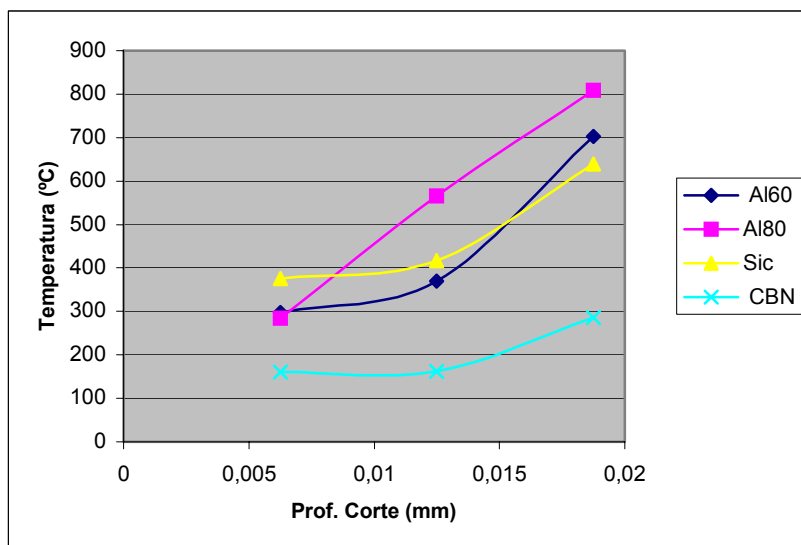


Fig. 6.14 – Temperatura em função da profundidade de corte para o ADI (por mós)

A distribuição de temperatura em função da profundidade e do comprimento da amostra tem um perfil idêntico ao dos aços, como se pode ver na figura 6.15.

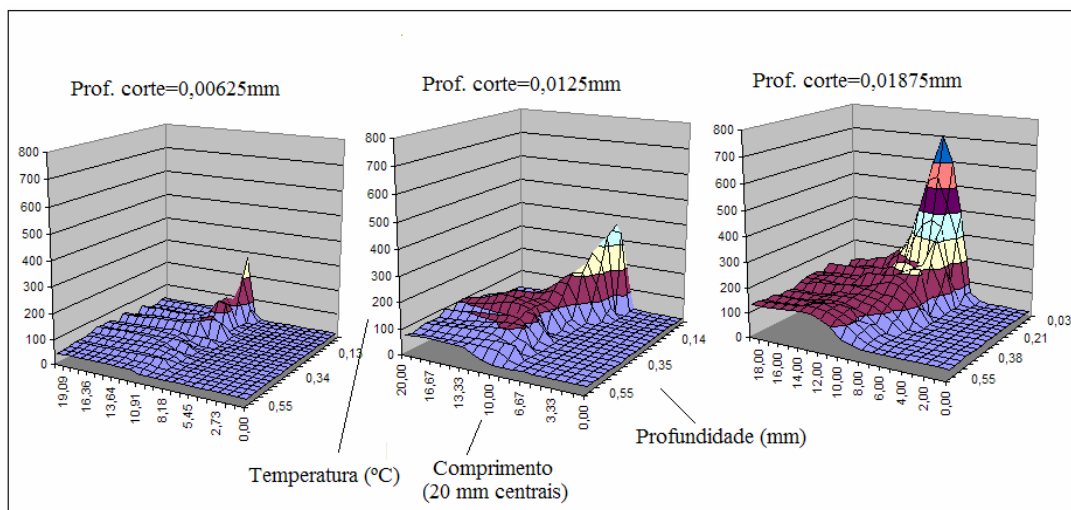


Fig. 6.15 – Curvas de temperatura para ADI e mó Al60 em função da profundidade de corte

As figuras 6.16 a 6.19 mostram as temperaturas obtidas (distribuição longitudinal e em profundidade) para o ADI e para as 4 mós (profundidade de corte = 0,0125 mm).

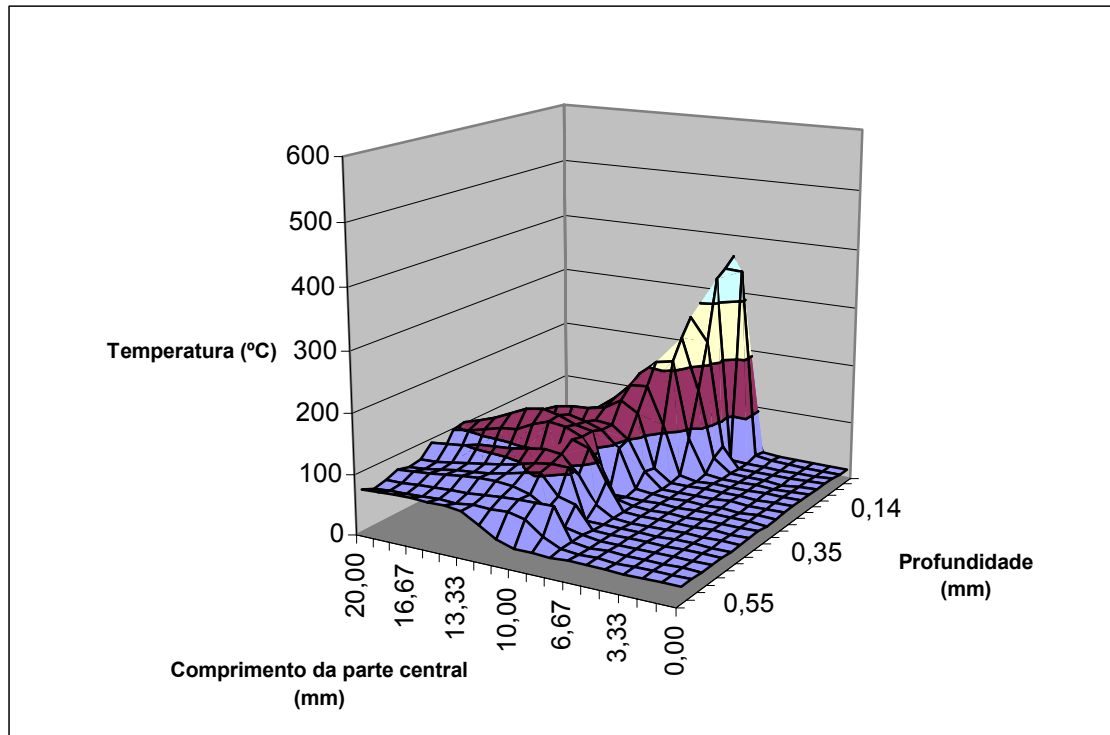


Fig. 6.16 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó Al60

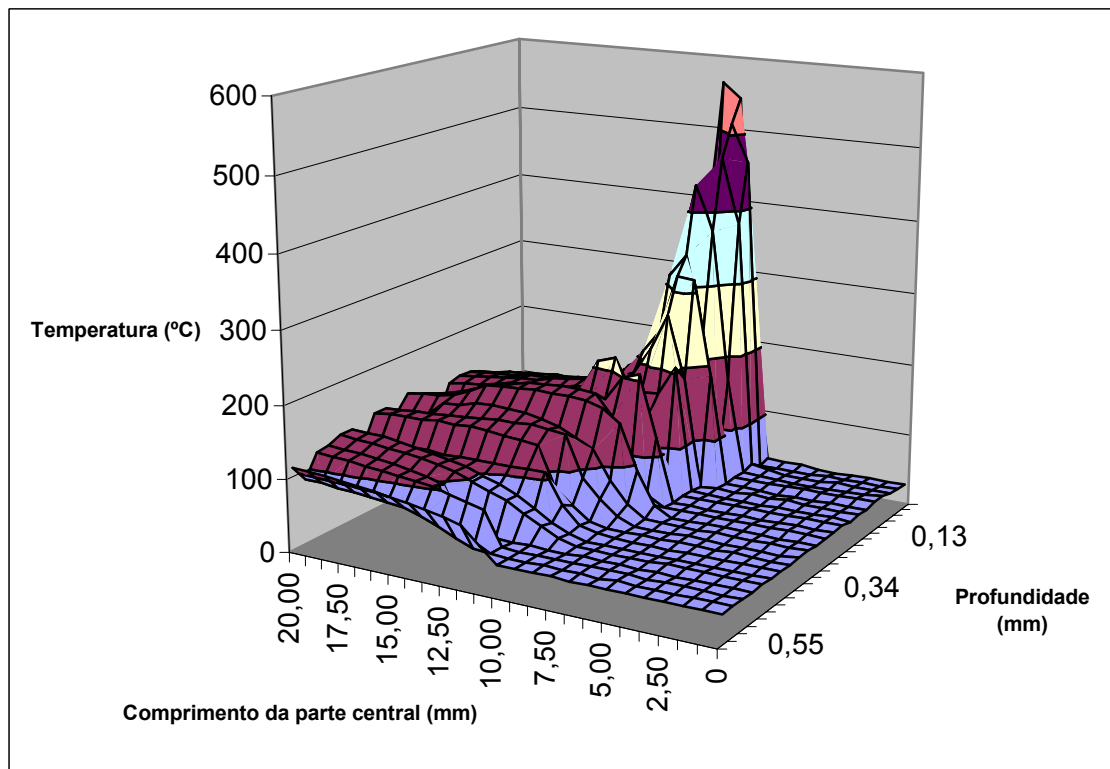


Fig. 6.17 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó Al80

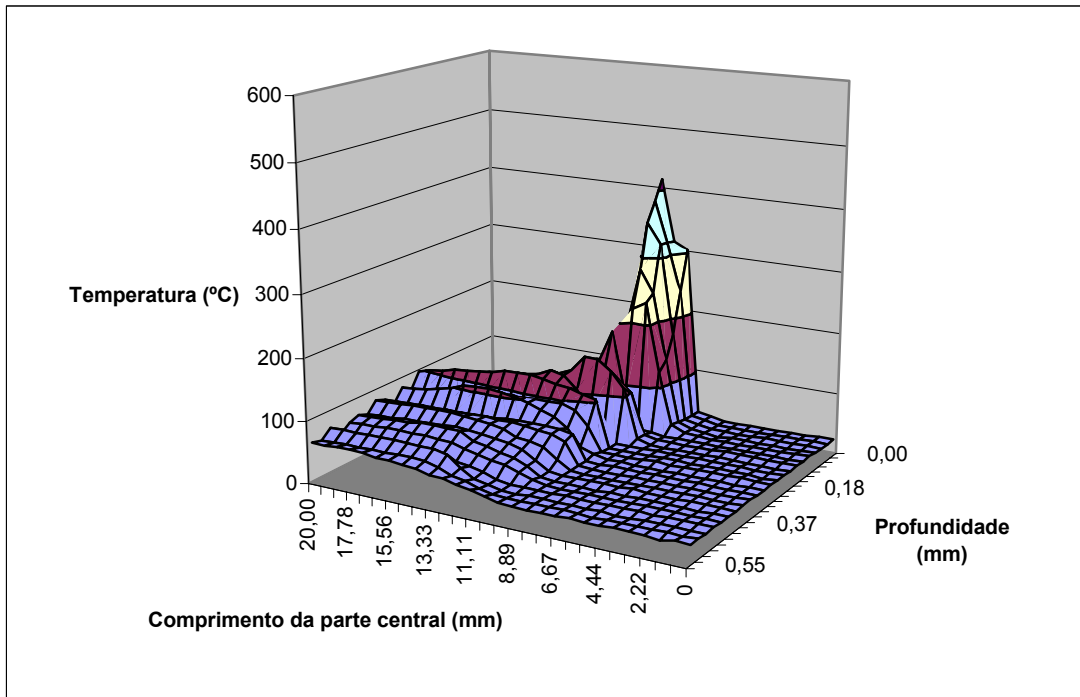


Fig. 6.18 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó SiC

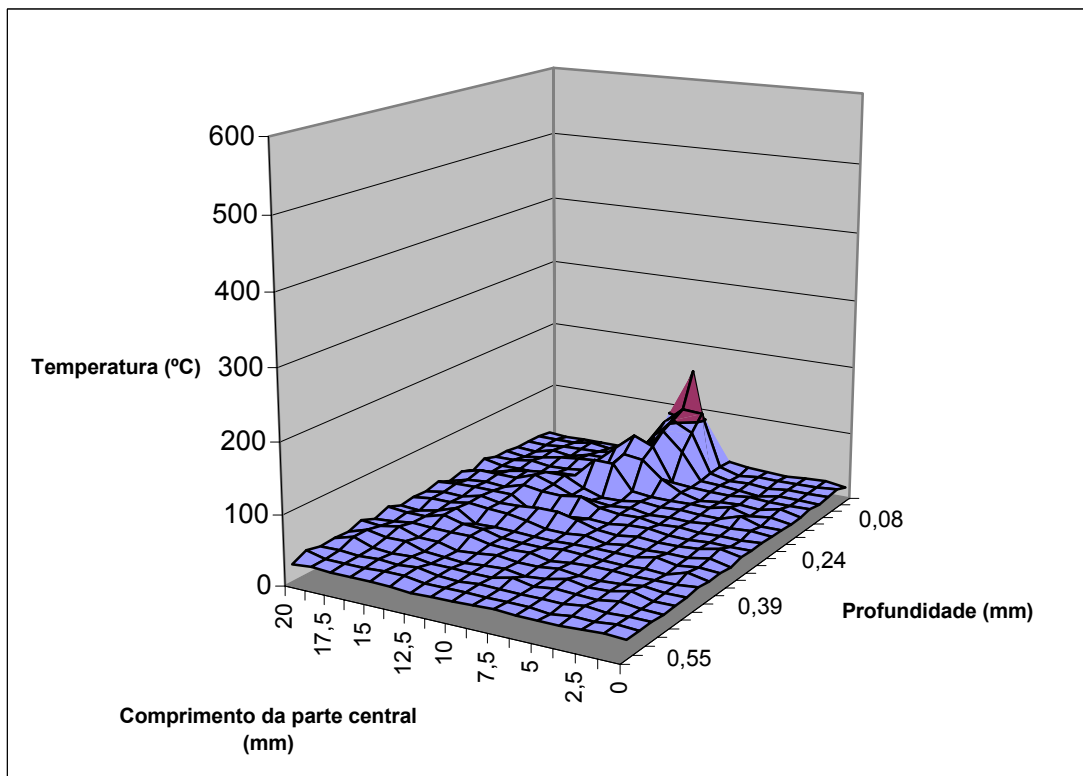


Fig. 6.19 – Distribuição de temperatura para o ADI – Mó CBN

6.2.2. Conclusões

Para este material pode-se concluir o seguinte:

- As mós Al60 e SiC têm comportamento idêntico
- A mó de Al80 produz as temperaturas mais elevadas e as menores forças específicas
- A mó de CBN produz as temperaturas mais baixas com forças idênticas às mós de alumina
- Tal como era de esperar as temperaturas máximas obtidas aumentam com a profundidade de corte como se pode ver na Fig. 6.14. Os menores aumentos são para a mó CBN.

6.3. Experiências com o compósito de matriz de alumínio e reforço de partículas de SiC

Este material foi ensaiado com as mós de alumina de 60 mesh, de carboneto de silício, de diamante e de nitrêto de boro cúbico.

Também para este material e para cada mó foram realizadas 3 experiências (usando a metodologia descrita no capítulo 5) com as profundidades de corte de 0,00625, 0,0125 e 0,01875 mm. Os resultados obtidos constam da tabela 6.3.

Tabela 6.3 – Resultados da rectificação superficial do compósito de matriz metálica

Material	Mó	Profundidade de corte (mm)	Fx/largura (N/mm)	Fz/largura (N/mm)	Temperatura máxima medida (°C)
Compósito	Al60	0,00625	19,95	45,67	464
		0,0125	32,68	79,92	543
		0,01875	36,50	82,20	511
	SiC	0,00625	17,08	38,82	395
		0,0125	24,33	58,45	349
		0,01875	29,20	70,78	512
	CBN	0,00625	8,09	7,42	106
		0,0125	10,65	12,10	114
		0,01875	13,14	18,27	186
	Diamante	0,00625	5,40	5,89	160
		0,0125	10,00	8,22	176
		0,01875	14,60	15,76	224

Acerca deste material não há muita informação sobre a maneira de o rectificar. Trata-se de um material de matriz macia (liga de alumínio) e por este facto a mó deveria ser dura. Mas no caso de o material a ser rectificado ter tendência a aderir à mó, então esta deverá ser mole. Quanto ao abrasivo, tradicionalmente as ligas de alumínio são rectificadas com mós de carboneto de silício.

Das experiências realizadas verificou-se que há alguma tendência para a adesão do material da peça à mó, pelo que a mó deveria ser macia. Mas a presença de um reforço extremamente duro introduz uma nova condicionante.

6.3.1. Evolução das forças

No decurso das experiências (iniciadas com mós convencionais) verificou-se que as forças aumentavam, não só durante o “spark-in”, mas durante todo o ensaio (as forças constantes da tabela 6.3 são as medidas na fase de corte do termopar). Deste modo pensou-se (erradamente como se verá) que o aumento das forças se deveria a adesão de material da amostra à mó. A figura 6.20 mostra a evolução das forças para o material composto e mó Al60.

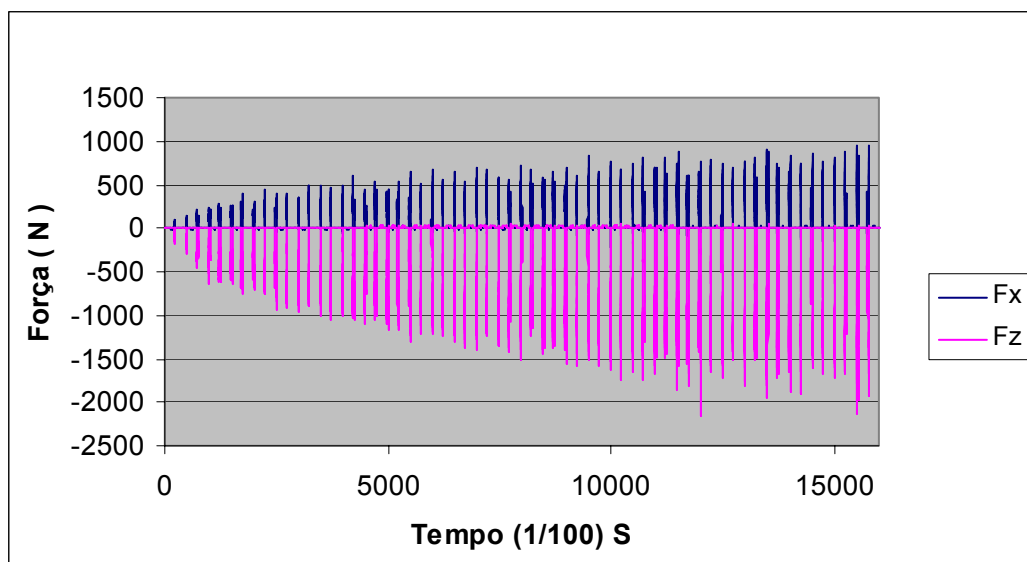


Fig. 6.20 – Forças presentes na rectificação do composto de matriz de alumínio com mó Al60

Há sempre alguma adesão de material às mós (qualquer que seja a mó e o material a ser rectificado). Mas essa adesão pode ser importante, ou não. O material pode soltar-se durante a passagem seguinte (após a mó rodar 360°), ou nas passagens subsequentes. Neste caso, a adesão não tem importância. Só no caso de o material se acumular sucessivamente (mó empapada) é que se tem que actuar (limpando a mó por aumento da pressão do líquido de refrigeração, rectificando a mó, substituindo-a por outra mais macia, etc.).

A figura 6.21 mostra que de facto há alguma adesão de material às mós.



Fig.6.21 – Mó Al60 (à esquerda) e SiC (à direita) após a rectificação de amostras de compósito de matriz de alumínio reforçado com partículas de carboneto de silício

Durante a fase de afinação do processo de medição de temperatura foram feitas experiências sobre alumínio 99,5%. Este material, sendo muito mais macio que a liga de alumínio do compósito deveria aderir mais às mós. Caso o aumento das forças se devesse à adesão, então estas deveriam aumentar progressivamente. Tal não se verificou como se pode ver na figura 6.22.

6.3.2. Limpeza das mós com jacto de água a alta pressão

Para excluir definitivamente a hipótese de ser a acumulação de material na mó (para o caso do compósito) a causa do aumento das forças durante a evolução da rectificação

decidiu-se fazer limpeza das mós através de jacto de água a grande pressão (140 Kg/mm²). A essa pressão as mós libertam o material acumulado (observação visual). Verificou-se que o jacto de água, para ser mais eficaz, deve atingir a superfície da mó na perpendicular.

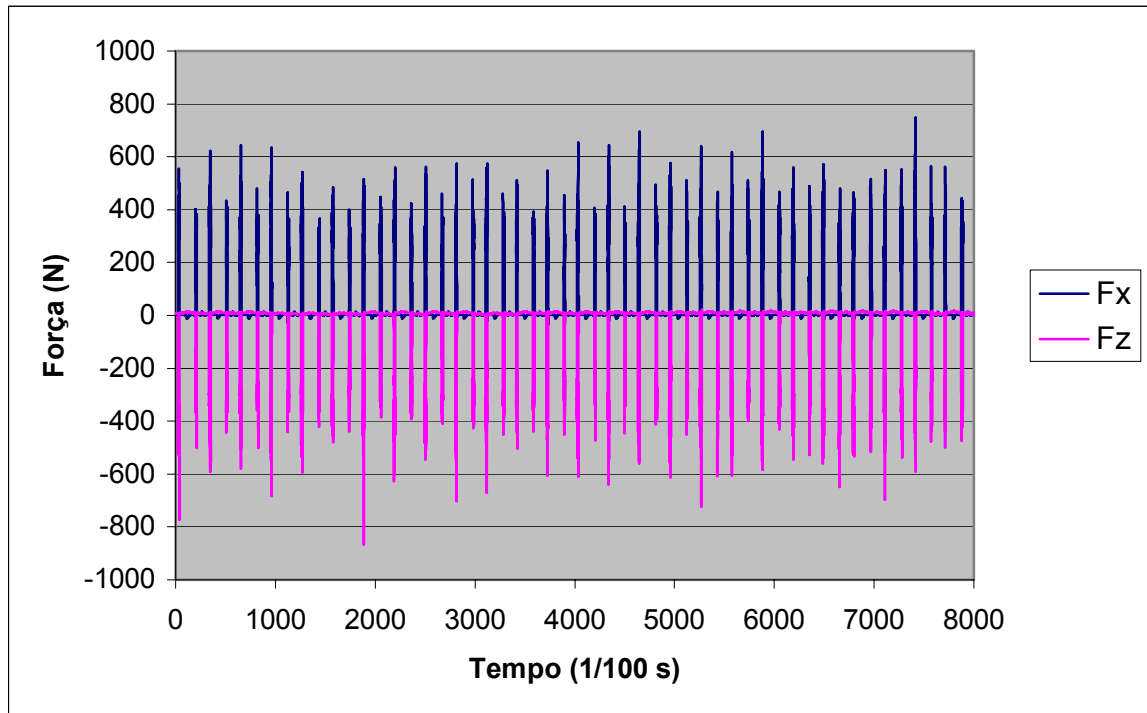


Fig. 6.22 – Forças presentes na rectificação de alumínio (99,5%) com mó (Al60 parte final de um ensaio)

A experiência com utilização do jacto de água foi conduzida da seguinte maneira: A amostra é colocada no dinamómetro e este sobre a mesa da rectificadora. A mó é previamente rectificada. A rectificação (da amostra) faz-se alternadamente em concordância e em oposição, baixando a mó 0,0125 mm a cada passagem. Após 40 passagens a mesa da rectificadora é parada e, sem mexer na altura da mó, esta é limpa com água a alta pressão. A experiência prossegue pondo de novo a mesa da rectificadora em movimento e continuando a baixar a mó a cada passagem durante mais 20 passagens. Esta operação é repetida mais uma vez de modo que no total temos: 40 passagens + limpeza da mó + 20 passagens + limpeza da mó + 20 passagens. Esta experiência foi feita com as mós Al60 e SiC. A figura 6.23 mostra o gráfico de forças para a mó Al60.

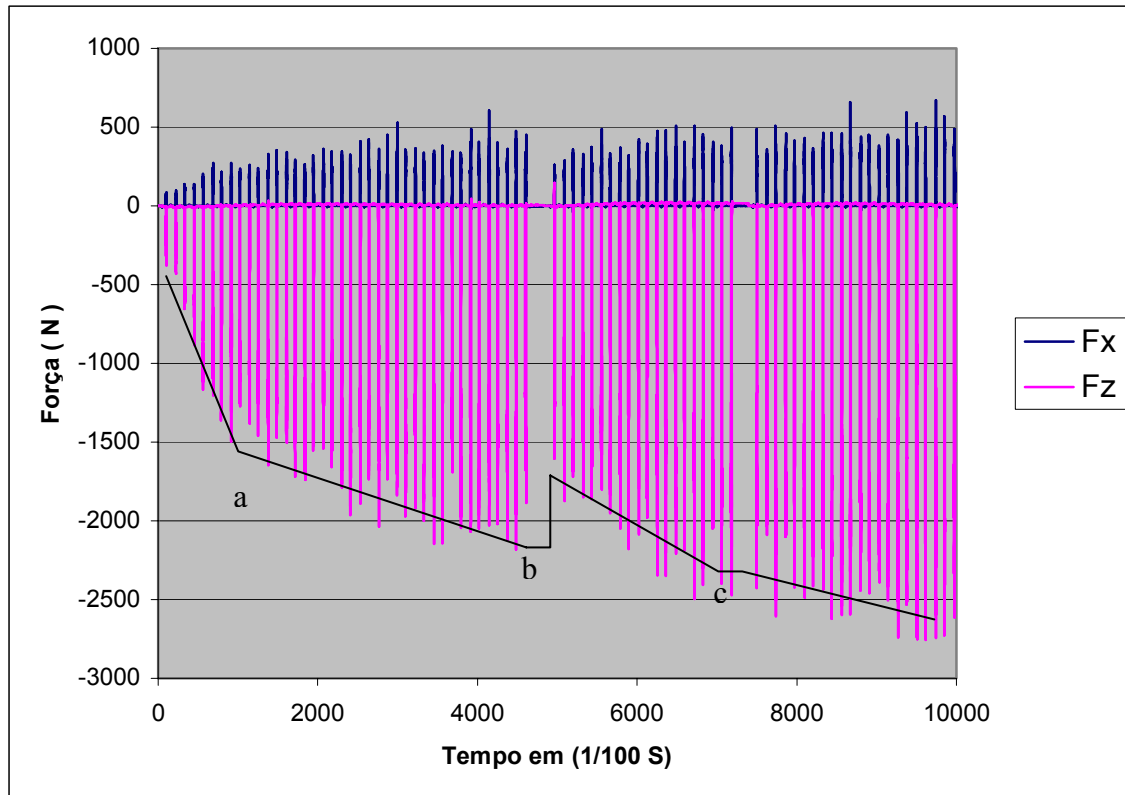


Fig. 6.23 – Forças medidas durante a experiência de rectificação do material compósito com mó Al60 e com duas limpezas intermédias da mó com água a 140 Kg/mm²

Na figura 6.23 podem notar-se 3 pontos importantes:

1. Ponto a – Fim do “Spark-in”
2. Ponto b – Primeira limpeza. Queda da força (F_z neste caso, mas para F_x ocorre o mesmo como se pode ver na mesma figura). O patamar que precede a queda da força apenas serve para se localizar o momento da limpeza.
3. Ponto c - Segunda limpeza. Patamar sem queda de força.

A conclusão a tirar é que a primeira limpeza da mó retirou algum material acumulado fazendo baixar as forças, mas só momentaneamente. A segunda limpeza não teve qualquer efeito sobre as forças. Então o aumento das forças ao fim de 60 passagens não

se deve a material acumulado mas sim a alterações na própria mó. Essas alterações só podem consistir no **polimento dos grãos abrasivos sem os arrancar**. Com a mó de carboneto de silício obtêm-se resultados idênticos. As soluções para este problema são:

- Utilização de uma mó mais macia, com maior desgaste da mó (e em fase de acabamento rectificações da mó mais frequentes).
- Rectificações mais frequentes da mesma mó.

Esta conclusão está de acordo com o facto de se estar a “cortar” um material cuja fase mais dura é de dureza igual a do grão abrasivo (mó SiC), ou superior (mó Al60). Como se disse no capítulo 2 (mecanismos da abrasão) o grão da mó deverá, sempre que possível, ser 20 % mais duro que a fase mais dura de um qualquer material compósito a rectificar, o que não acontece no caso presente (mós convencionais para o compósito em questão).

6.3.3. Utilização de superabrasivos na rectificação do compósito de matriz de alumínio

Este fenómeno de aumento das forças de corte não acontece quando se usam superabrasivos (mós de diamante e de nitrêto de boro cúbico) como se pode ver nas figuras 6.24 e 6.25.

Faz-se notar que nas figuras 6.20, 6.22, 6.23, 6.24 e 6.25, em ordenadas temos forças e não forças específicas (força/largura de corte), pelo que as forças não devem ser comparadas de figura para figura. A comparação de forças específicas deve ser feita por consulta da tabela 6.3. Para o material compósito a largura de corte varia de mó para mó. As larguras são as seguintes:

- Para abrasivos convencionais a largura de corte é de 30 mm
- Para mó CBN a largura de corte é de 12 mm
- Para mó diamante a largura de corte é de 10 mm

Por razões económicas e de disponibilidade não foi possível usar, como se desejava, a mesma geometria de mó em todas as situações ensaiadas

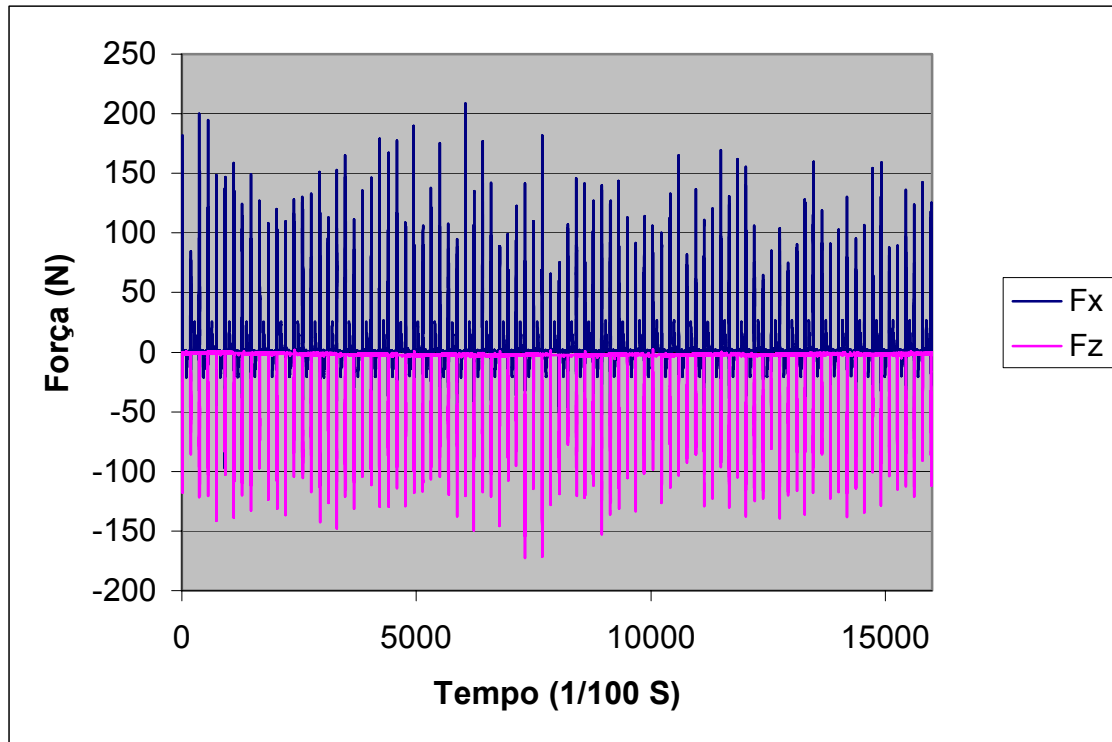


Fig. 6.24 – Forças durante a rectificação do compósito com mó CBN

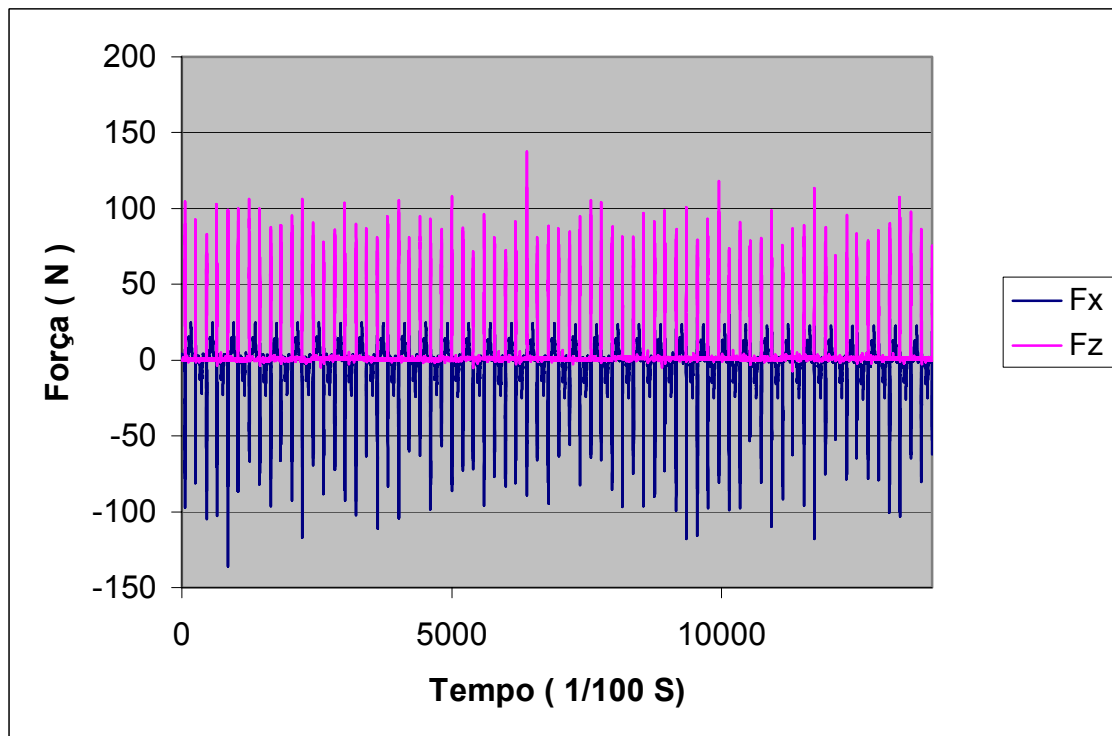


Fig. 6.25 – Forças durante a rectificação do compósito com mó Diamante

6.3.4. Forças na rectificação do compósito de matriz de alumínio

Analisando agora os dados da tabela 6.4 vemos que há uma razoável relação entre as forças específicas $F_x/larg.$ e $F_z/larg.$ como se pode ver na figura 6.26. Essa relação é mais marcada para os abrasivos convencionais com $R^2 = 0,98$.

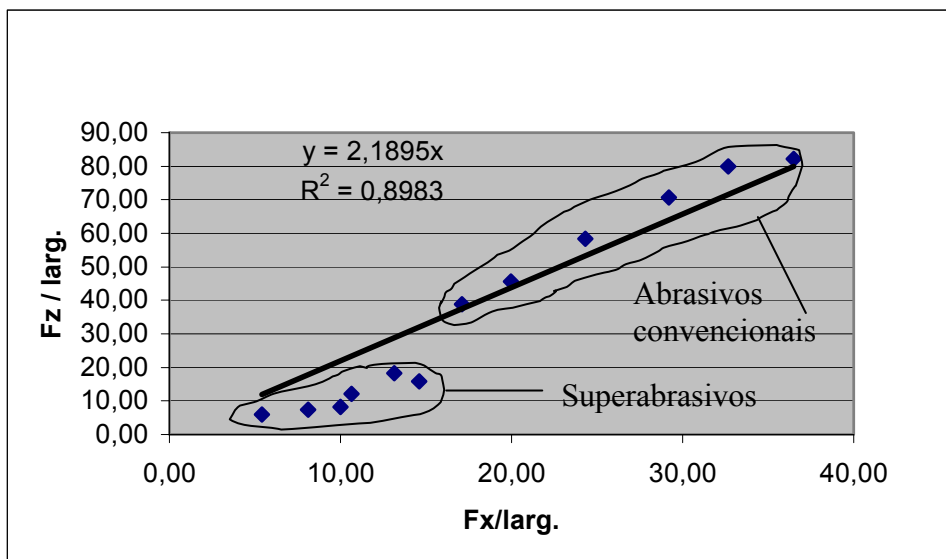


Fig. 6.26 – Relação entre as forças específicas tangencial e normal para o compósito

Para o material compósito há uma razoável relação entre a força tangencial específica e a temperatura máxima atingida, como se vê na figura 6.28.

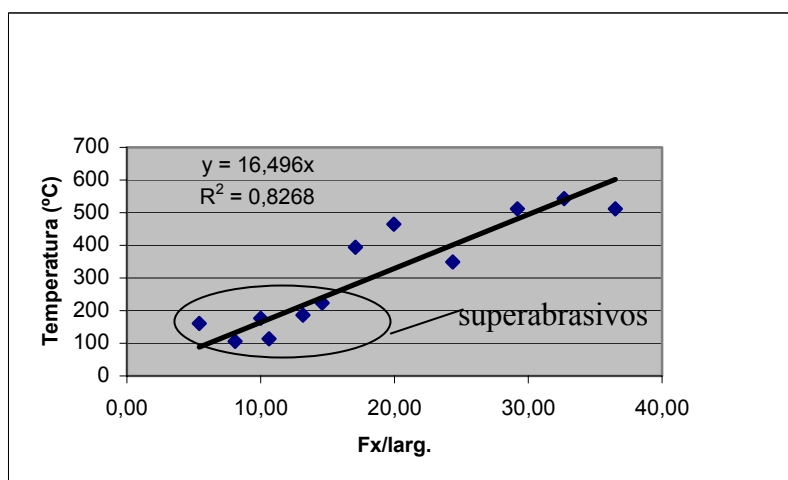


Fig. 6.27 – Relação entre a $F_x/larg.$ e a temperatura máxima atingida para o compósito

6.3.5. Temperaturas na rectificação do compósito de matriz de alumínio

A distribuição de temperatura em função da profundidade e do comprimento da amostra tem um perfil idêntico ao observado nos aços e no ADI, como se pode ver na figura 6.28 por comparação com as figuras 6.5 e 6.15.

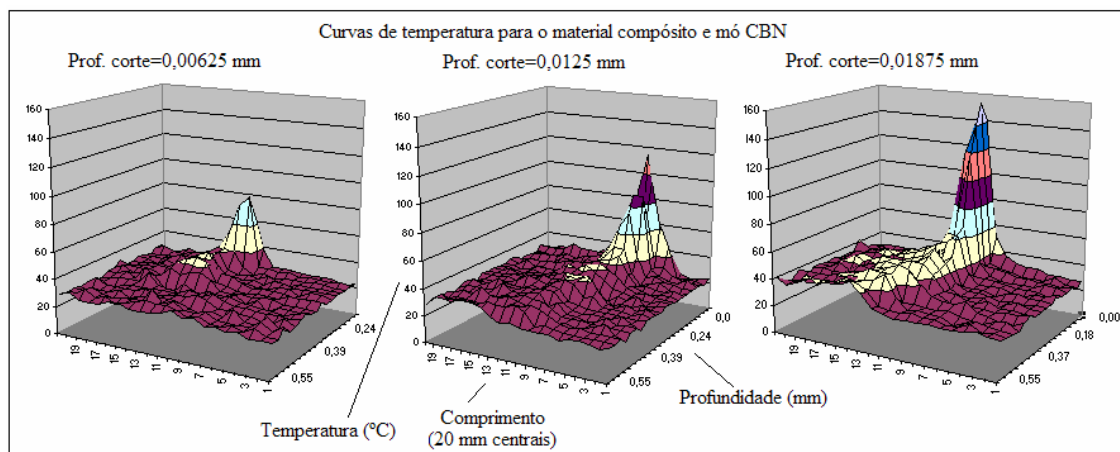


Fig. 6.28 - Curvas de temperatura para compósito em função da profundidade de corte

As figuras 6.29 a 6.32 mostram as temperaturas obtidas (distribuição longitudinal e em profundidade) para o compósito de matriz metálica e para as 4 mós, usando em todos os casos a profundidade de corte = 0,0125 mm.

Como se pode ver as temperaturas obtidas pela mó Al60 são as maiores dos 4 casos estudados, seguindo-se sucessivamente as temperaturas obtidas pela mó SiC, as temperaturas obtidas pela mó Diamante e finalmente as temperaturas obtidas pela mó CBN (ordem porque aparecem as figuras da 6.29 à 6.32).

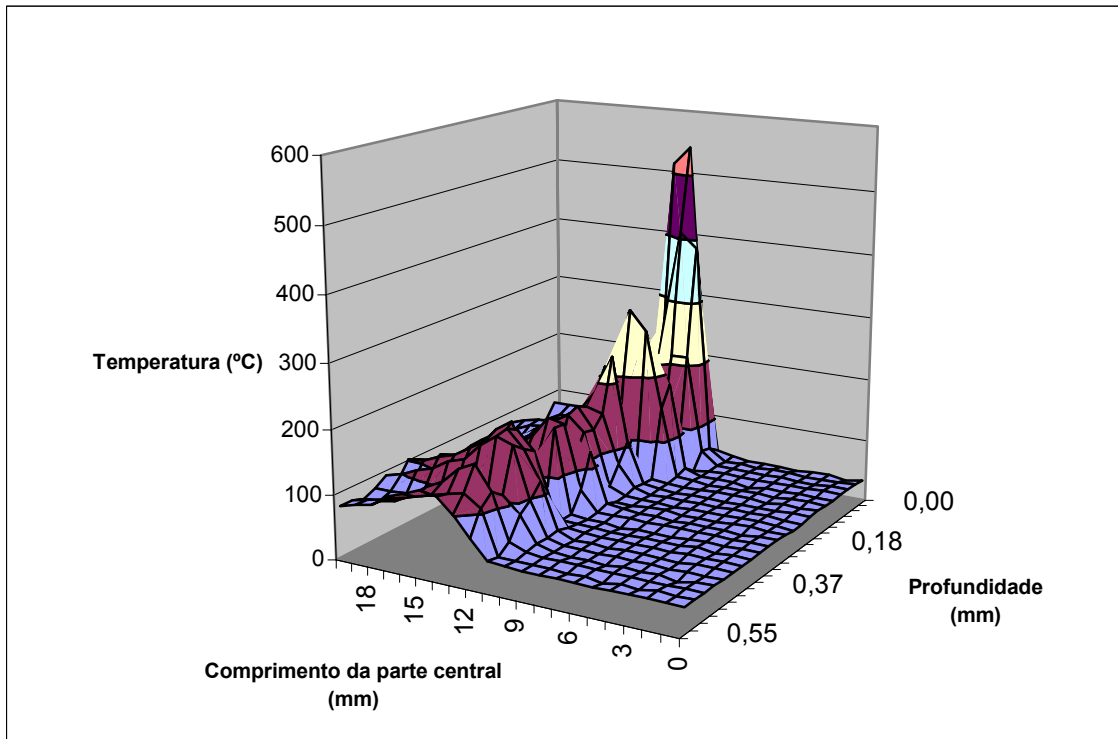


Fig. 6.29 – Distribuição de temperatura para o compósito – mó Al60

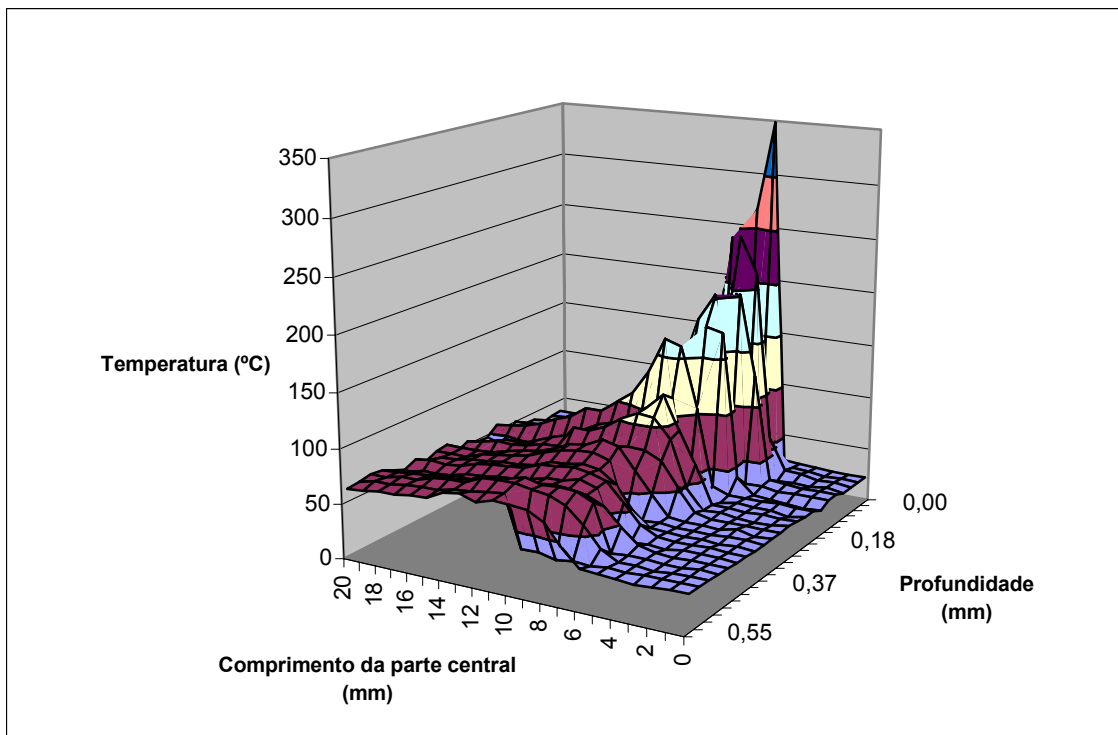


Fig. 6.30 – Distribuição de temperatura para o compósito – mó SiC

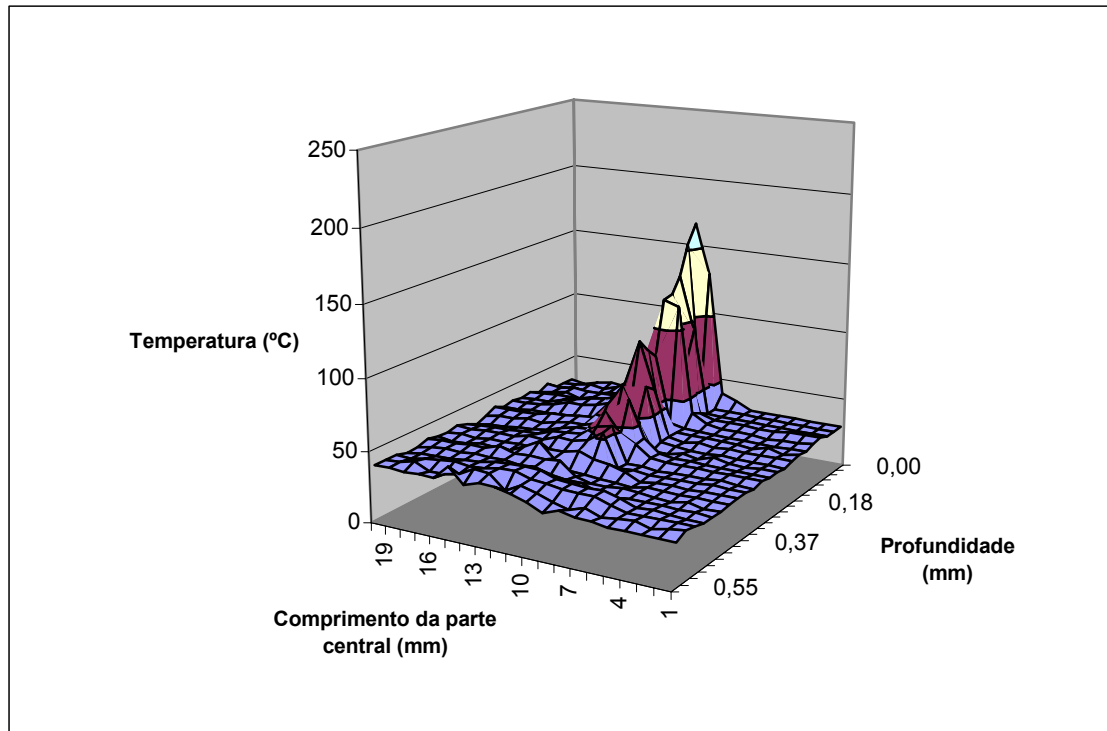


Fig. 6.31 – Distribuição de temperatura para o compósito – mó Diamante

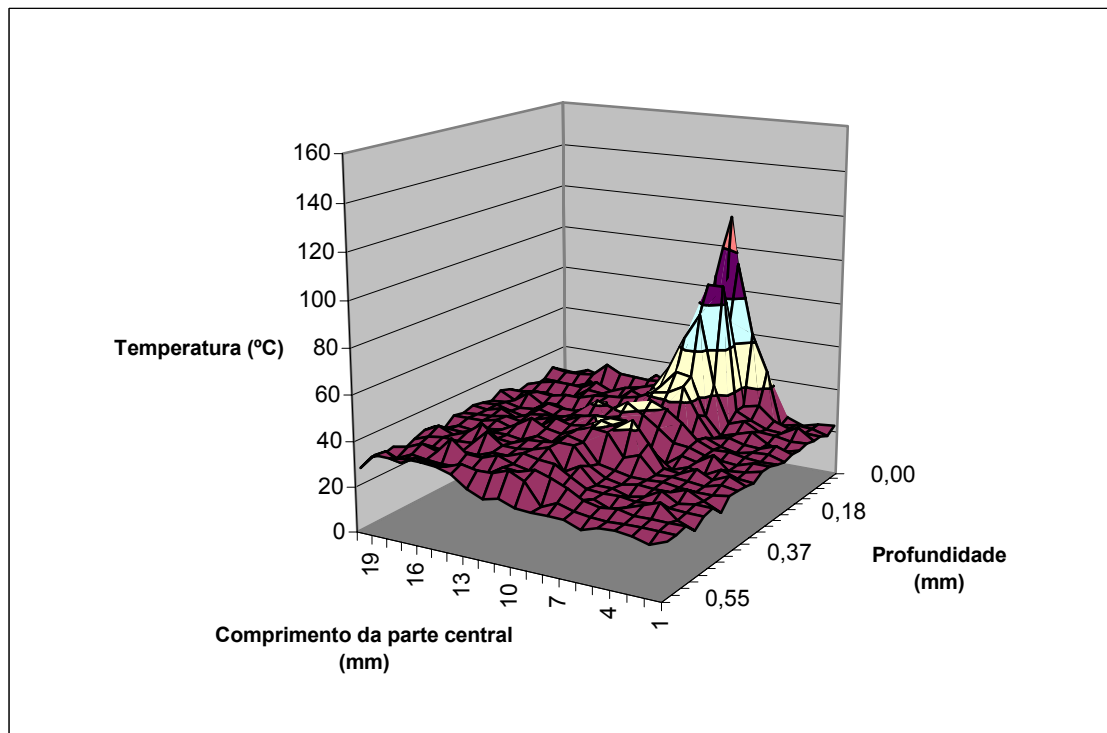


Fig. 6.32 – Distribuição de temperatura para o compósito – mó CBN

6.3.6. Conclusões sobre a parte experimental da rectificação superficial

A tabela 6.4 mostra o conjunto total dos resultados obtidos na rectificação superficial. Estes resultados podem ser analisados no gráfico da figura 6.33 que mostra a relação entre $F_x/larg$ e a temperatura máxima obtida.

Tabela 6.4 – Conjunto total dos resultados obtidos na rectificação superficial

Material	Mó	Profundidade de corte (mm)	$F_x/largura$ (N/mm)	$F_z/largura$ (N/mm)	Temperatura máxima
H13	Al60	0,00625	6,57	8,22	495
		0,0125	13,14	18,27	613
		0,01875	15,82	22,83	741
	Al80	0,00625	5,89	8,91	364
		0,0125	9,49	12,33	582
		0,01875	14,60	18,27	544
	CBN	0,00625	9,13	13,70	178
		0,0125	23,00	46,44	493
		0,01875	32,85	64,39	340
F13	Al60	0,00625	5,72	7,76	339
		0,0125	9,73	13,70	492
		0,01875	11,32	16,90	561
	Al80	0,00625	4,62	6,85	332
		0,0125	7,79	10,50	379
		0,01875	10,71	15,07	664
	CBN	0,00625	6,57	13,70	286
		0,0125	13,51	26,03	161
		0,01875	21,90	41,10	260
ADI	Al60	0,00625	4,84	11,23	297
		0,0125	7,03	15,41	369
		0,01875	11,32	27,40	703
	Al80	0,00625	4,05	8,91	285
		0,0125	5,66	12,67	566
		0,01875	8,40	19,87	809
	SiC	0,00625	5,93	14,73	376
		0,0125	7,57	18,15	417
		0,01875	12,78	33,05	640
Compósito	Al60	0,00625	6,21	14,39	160
		0,0125	8,03	19,18	162
		0,01875	10,95	23,63	286
	SiC	0,00625	19,95	45,67	464
		0,0125	32,68	79,92	543
		0,01875	36,50	82,20	511
	CBN	0,00625	17,08	38,82	395
		0,0125	24,33	58,45	349
		0,01875	29,20	70,78	512
	Diamante	0,00625	8,09	7,42	106
		0,0125	10,65	12,10	114
		0,01875	13,14	18,27	186
		0,00625	5,40	5,89	160
		0,0125	10,00	8,22	176
		0,01875	14,60	15,76	224

No gráfico nota-se claramente a existência de duas zonas:

1. Resultados relativos aos superabrasivos e material compósito
2. Restantes resultados.

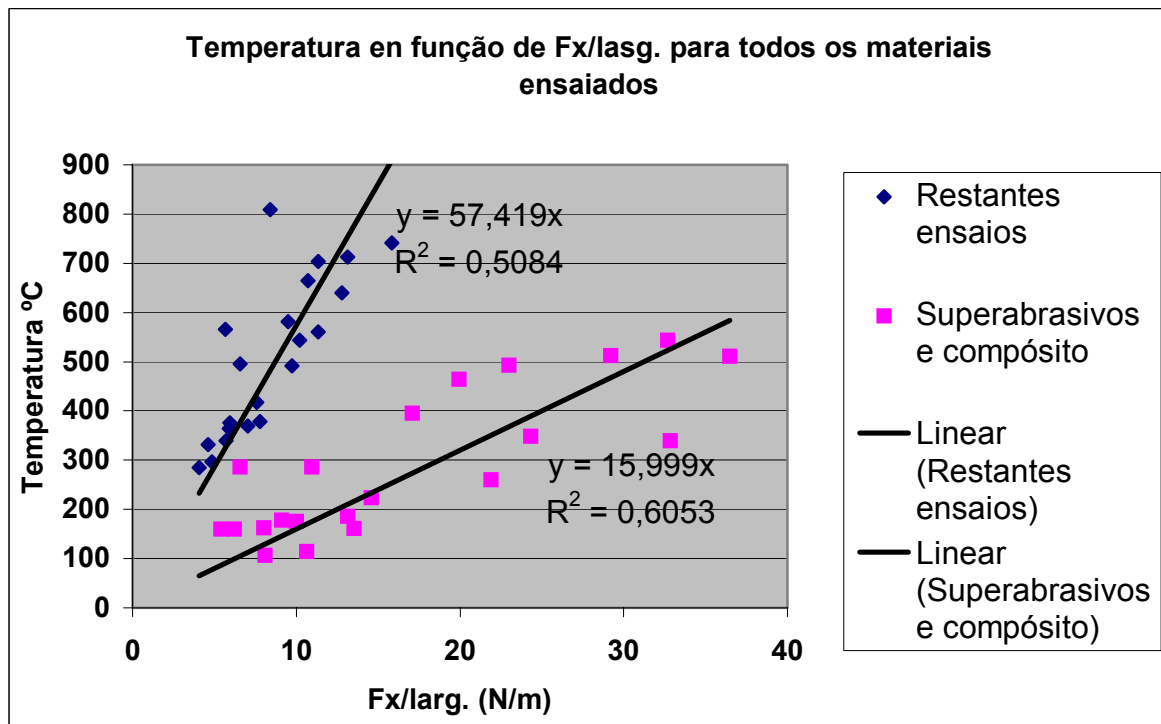


Fig. 6.33 – Relação entre Fx/larg. e a temperatura máxima obtida para o conjunto de resultados obtidos em rectificação superficial

Além disso pode-se tirar as seguintes conclusões:

- Os superabrasivos geram temperaturas substancialmente inferiores relativamente aos abrasivos convencionais
- Nos aços as mós de CBN geram forças maiores que as geradas com os abrasivos convencionais
- No ADI as forças são idênticas
- No material compósito os superabrasivos geram forças inferiores às geradas pelos abrasivos convencionais

- No material compósito o CBN gera forças superiores às geradas pelo diamante, passando-se o inverso com a temperatura.

Capítulo 7

Simulação numérica

Capítulo 7

7. Simulação numérica

7.1. Introdução

7.2. Rectificação superficial

7.2.1. Amostra de simulação superficial

7.2.2. Fluxos máximos possíveis para os aços ensaiados

7.2.3. Simulação da refrigeração

7.3. Resultado típico de uma simulação

7.4. Comparação dos resultados da simulação numérica com os experimentais

7.5. Parâmetros possíveis de impôr na simulação

7.6. Resultados

7.7. Actuação perante uma situação nova

Capítulo 7

Simulação numérica

7.1. Introdução

A simulação numérica de processos tecnológicos constitui uma alternativa muito útil à abordagem experimental devido à facilidade com que se podem variar os parâmetros, e principalmente aos menores custos envolvidos. Neste caso está-se em presença de medições de temperaturas que acontecem num espaço muito localizado e num intervalo de tempo muito curto.

No tocante ao espaço, o facto de cada filamento do termopar ter 0,2 mm de diâmetro é só por si uma limitação. O furo onde esse termopar é introduzido tem 0,5 mm de diâmetro, e apesar de ser esmagado para melhorar o contacto (uma vez que a utilização de uma massa condutora não melhora a transmissão de calor como se pôde comprovar experimentalmente) existe uma região de dimensões próximas de 0,2 mm onde há uma grande perturbação ao normal escoamento de calor devido à necessidade da presença do referido termopar, como se depreende da fig. 7.1.

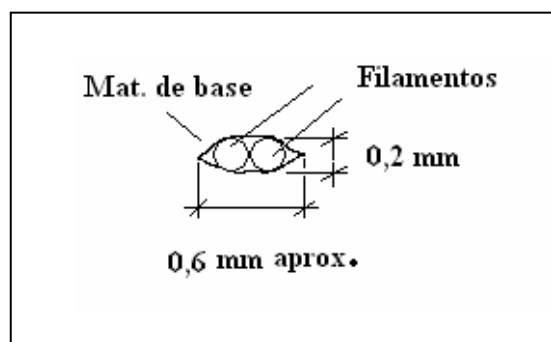


Fig. 7.1 – Dimensões aproximadas da área perturbada pela presença do termopar

Por outro lado, quando a mó se aproxima do termopar é possível que lhe toque durante algumas passagens sem o interromper. Supõe-se que a temperatura medida não é muito perturbada por este facto, pois experiências realizadas com um termopar apenas em

contacto com resina explosiva fornece temperaturas muito mais baixas do que quando inserido num metal (ver Capítulo 5). Isto só se explica se se admitir que quando o termopar está inserido num metal, o calor que produz essas altas temperaturas, é gerado no próprio metal. Se fosse produzido pelo contacto da mó no termopar, então, no caso da resina as temperaturas obtidas seriam mais elevadas devido ao facto de o calor não se escoar, uma vez que a resina é isolante.

O tempo de resposta do termopar e a velocidade de aquisição permitida pela placa são também limitações.

Deste modo, decidiu-se complementar o estudo com simulação numérica, que foi realizada com o programa ABAQUS utilizando o programa FEMAP como pré-processador e pós-processador. Em certos casos uma folha de cálculo EXCEL preparada para o efeito ajuda a um melhor visionamento da distribuição das temperaturas em profundidade.

7.2. Rectificação superficial

Do ponto de vista térmico, dadas as condições operatórias, pode-se considerar o problema como sendo bidimensional. Além disso, a quantidade de material retirada (rectificada) durante uma passagem da mó pela superfície gerada é muito pequena se comparada com a massa da peça (provete). Também as dimensões do provete são praticamente as mesmas antes e após a passagem da mó. Deste modo, é aproximação razoável admitir que, termicamente, se está em presença de uma superfície quente (a área de contacto da mó com o provete) que desliza sobre a superfície a rectificar com a velocidade da mesa da rectificadora (V_w) e fornecendo continuamente calor à peça como se esquematiza na figura 7.2. O procedimento elaborado permite simular perdas de calor por convecção nas zonas onde não se encontra a mó, devidas fundamentalmente à refrigeração provocada pelo fluido de corte.

O comprimento da zona por onde entra o calor deverá ser igual ao comprimento de contacto da mó com o provete, o qual depende do diâmetro da mó e da profundidade de passagem de acordo com a expressão

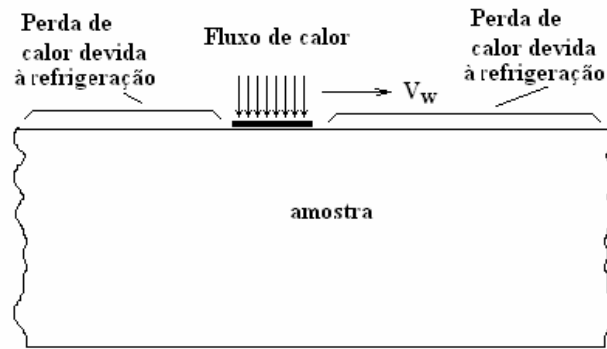


Fig. 7.2 – Banda deslizante de entrada de calor e perdas por convecção (esquema)

$$L_c = \sqrt{aD}$$

sendo:

L_c =Comprimento de contacto

a =Profundidade de corte

D =Diâmetro da mó

Para o fluxo térmico conhece-se o seu limite superior, uma vez que não podemos dispor de quantidades de energia superiores às que a mó fornece. Conhecendo a força F_x e a velocidade da mó, sabemos esse limite. Na prática esse fluxo varia entre 60 e 90 % desse máximo (Sato, 1961; Malkin, 1974). O calor gerado divide-se inicialmente entre a peça, as aparas e a mó, entrando a refrigeração imediatamente a seguir. A energia que penetra a amostra é conduzida para o seu interior, e posteriormente removida pela refrigeração em toda a área da amostra.

Para realizar a simulação precisamos de saber a condutividade térmica da amostra e a sua capacidade calorífica, se possível em função da temperatura, valores de que nem sempre dispomos. No entanto, sabemos através das simulações realizadas que a variação da capacidade calorífica com a temperatura tem pouca influência, e que funciona em sentido contrário à variação da condutividade com a temperatura. Normalmente a altas temperaturas os materiais são piores condutores e têm maior capacidade calorífica. A condutividade tem maior influência nos resultados, e para certos materiais não foi possível encontrar valores.

7.2.1. Amostra de simulação superficial

Para a simulação da rectificação superficial as dimensões da amostra (virtual) são de 4 x 20 mm, pois sabe-se (das experiências realizadas) que as altas temperaturas estão confinadas a uma área muito menor.

7.2.2. Fluxos máximos possíveis para os aços ensaiados

O fluxo máximo pode ser determinado a partir das forças tangenciais de rectificação. Estas foram determinadas experimentalmente. Para os aços, por exemplo, foram utilizadas três mós e três profundidades de passagem. A tabela 7.1 mostra essas forças para as experiências realizadas com os aços, bem como os fluxos térmicos calculados.

Tabela 7.1 – Forças e correspondentes fluxos térmicos para os aços ensaiados

Mó	Aço	Profundidade de passagem (mm)	Força tangencial espec. (N/mm)	Fluxo térmico (w/mm ²)	Comp. de contacto (mm)	Número de Peclet
Al60	F13	0,00625	5,72	99	1,5	7
		0,0126	9,73	119	2	10
		0,01875	11,32	113	2,5	12
	H13	0,00625	6,57	114	1,5	7
		0,0125	13,14	164	2	10
		0,01875	15,82	158	2,5	12
Al80	F13	0,00625	4,62	80	1,5	7
		0,0125	7,79	95	2	10
		0,01875	10,71	107	2,5	12
	H13	0,00625	5,89	102	1,5	7
		0,0125	9,49	116	2	10
		0,01875	14,6	107	2,5	12
CBN	F13	0,00625	6,57	114	1,5	7
		0,0126	13,51	165	2	10
		0,01875	21,90	146	2,5	12
	H13	0,00625	9,13	158	1,5	7
		0,0125	23,00	282	2	10
		0,01875	32,85	329	2,5	12

O gráfico da figura 7.3 realizado a partir dos dados da tabela 7.1 mostra que o valor das forças obtidas cresce de forma significativa com a profundidade de passagem .

Deve-se ter em atenção que as forças de rectificação são muito sensíveis ao estado de condicionamento superficial da mó (dressing) pelo que este deverá ser executado sempre da mesma maneira. Não é possível, no entanto, eliminar completamente as variações resultantes do factor humano desde que o processo envolva uma componente manual.

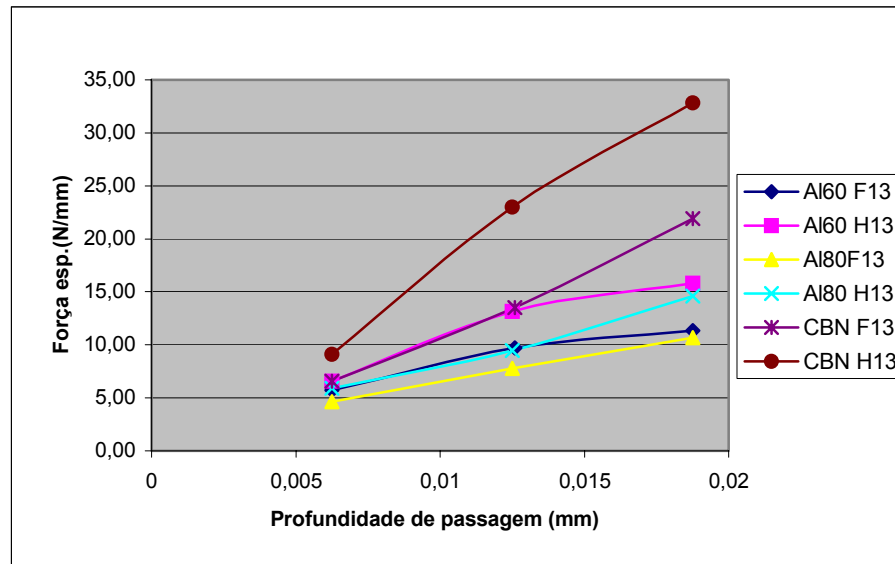


Fig. 7.3 – Força tangencial específica em função da profundidade de passagem para os aços (para 3 mós)

Para além disso, se a rectificação se prolongar por bastante tempo a mó tende a entrar em regime próprio eliminando assim qualquer diferença de condicionamento devido a factores humanos. Deste modo, as forças referidas na tabela 7.1 são aquelas que ocorrem perto da rotura do termopar. Convém aqui relembrar que no início da rectificação as forças são muito menores (primeiras passagens) devido ao facto de que nenhuma rectificadora tem rigidez infinita. Este fenómeno tem, na literatura anglo-saxónica, a designação de “spark in”, e no nosso caso, ocorre nas primeiras 8 a 16 passagens.

Com o valor da força F_x podemos calcular o valor do fluxo para cada um dos casos experimentados.

A figura 7.4 mostra alguns gráficos relacionando o fluxo térmico com a profundidade de passagem.

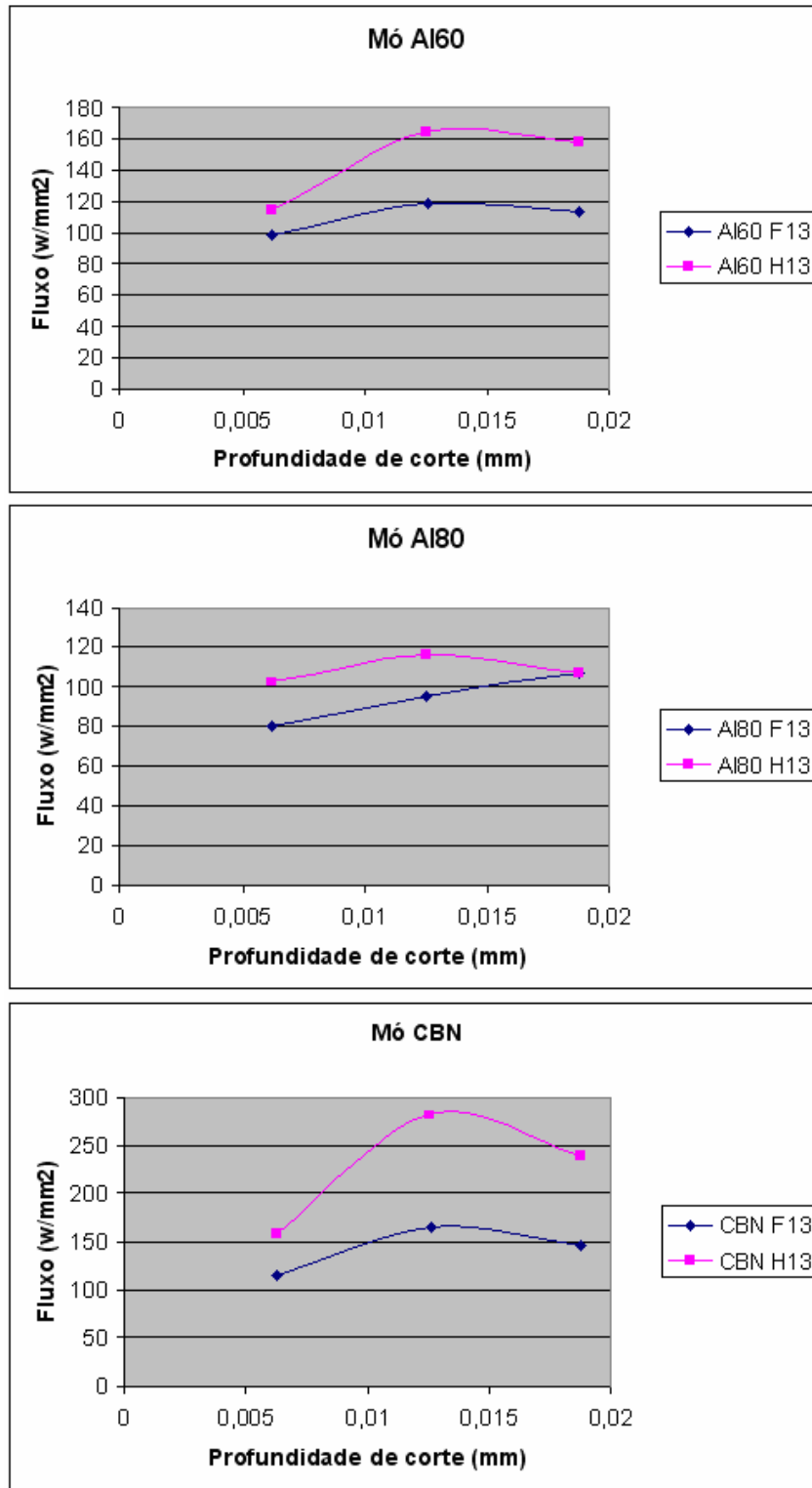


Fig. 7.4 – Relação entre a profundidade de passagem e o fluxo térmico máximo possível para as experiências realizadas com os aços F13 e H 13

Uma percentagem deste fluxo térmico entra efectivamente na peça, como já foi referido. Este valor deverá ser utilizado na simulação.

7.2.3. Simulação da refrigeração

No decorrer das experiências verificou-se que as trocas térmicas são muito rápidas. No entanto considerou-se a possibilidade de simular perda de calor devido ao efeito do fluido de corte/refrigeração. Este tem grande influência na temperatura média da peça, uma vez que se verifica que após a passagem da mó a temperatura regressa sempre a um mesmo nível que depende da refrigeração, mas o aumento de temperatura por efeito da passagem da mó quase não depende da refrigeração. Mesmo assim o programa tem a possibilidade de simular uma perda de calor por toda a fronteira e ainda podemos simular que na zona imediatamente posterior à passagem da mó essa perda tem um valor diferente (maior) devido a que o jacto de líquido de corte incide fundamentalmente nessa zona. Mas como dissemos os valores encontrados para distribuição de temperatura só são afectados pela presença da convecção se a esta forem atribuídos valores extremamente elevados (na prática impossíveis de obter).

7.3. Resultado típico de uma simulação

Como atrás se disse, a geometria da peça é gerada com base no programa FEMAP. Além disso, foram introduzidos outros ficheiros já utilizados noutros programas. Para alterar os dados, de simulação para simulação, é preferível abrir os ficheiros com um processador de texto e fazer as alterações. O programa é muito genérico (tem muitos módulos), e os resultados obtidos têm grande fiabilidade. O ABAQUS tem ele próprio um pós processador, mas no nosso caso utilizámos o FEMAP. Também decidimos exportar os ficheiros de resultados para uma tabela a fim de conseguirmos produzir gráficos tridimensionais com o Excel.

A figura 7.5 mostra o resultado de uma simulação obtida com o pós-processador do FEMAP.

A figura mostra dois aspectos alinhados da mesma simulação. Na parte superior vemos a zona de entrada do fluxo de calor, que corresponde portanto à zona de contacto da mó com o provete. O comprimento desta zona é de 2 mm (20 nós). Por imposição nossa o fluxo entra uniformemente distribuído. Também vemos a zona de escoamento de calor pela refrigeração (à esquerda do fluxo de entrada).

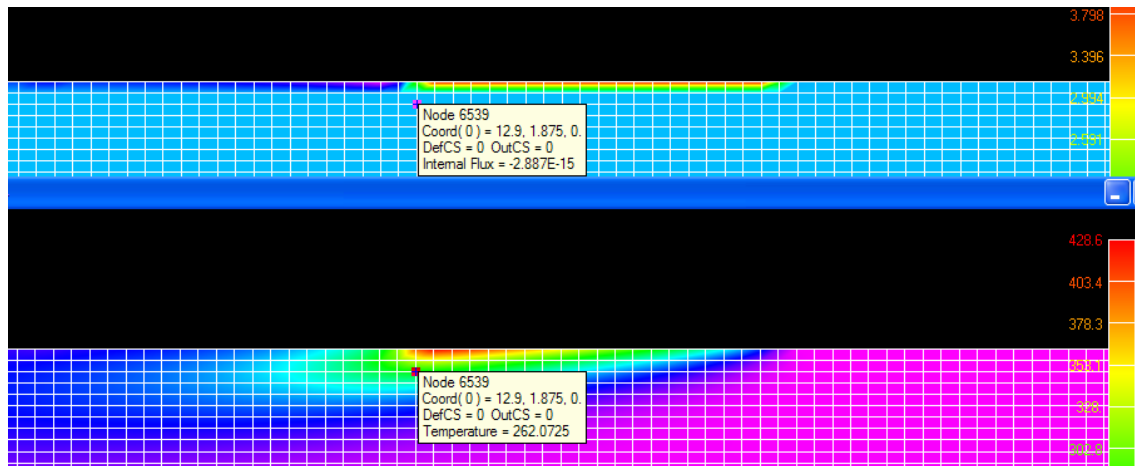


Fig.7.5 – Resultados de uma simulação. Na parte superior vê-se o fluxo e na inferior a distribuição de temperaturas. Notar que o nó 6539 está na mesma vertical nas duas partes da figura

A fonte de calor desloca-se da esquerda para a direita (em todas as simulações que apresentarmos o sentido de deslocamento da fonte de calor será sempre este). Isto corresponde a dizer que a peça se desloca em sentido contrário, mas para melhor compreensão poderemos considerar que é a fonte que se desloca ressaltando aqui que na realidade o que se desloca é a peça.

Na parte inferior da figura vemos as temperaturas obtidas por simulação. Verificamos que a máxima temperatura se obtém à superfície imediatamente após a passagem da fonte de calor. Esta simulação tem 130 passos e aqui apenas mostramos o último, numa fase em que se atingiu o regime “estacionário”, ou seja, nesta altura os resultados na fase 129 são iguais aos da fase 130. No início (começo na parte esquerda da amostra) as temperaturas são mais baixas, mas pode constatar-se que ao fim de 120 passos os resultados são constantes, de modo que decidimos levar todas as simulações até ao passo 130, que é o que se apresenta nesta figura.

A Figura 7.6 mostra a distribuição de temperatura num gráfico 3D a partir de uma folha de cálculo Excel preparada para o efeito. Corresponde aos primeiros 0,55 mm a contar da superfície da figura 7.5.

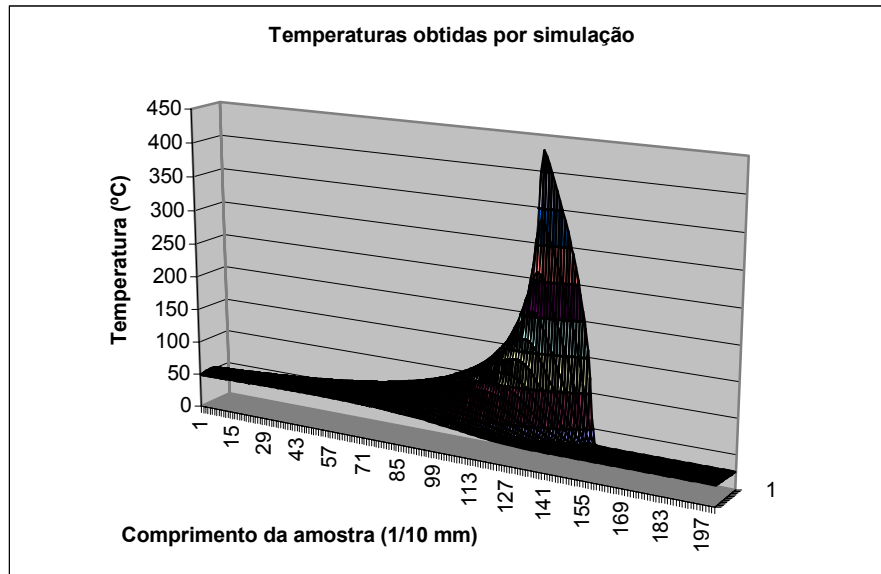


Fig. 7.6 – Gráfico 3D relativo à figura 7.5

Este gráfico contém todos os pontos obtidos por simulação. Para se poder fazer uma comparação com os gráficos reais é preciso adaptá-lo. Essa adaptação consiste em “encolhê-lo” no sentido do comprimento da amostra. O resultado pode ver-se na figura 7.7.

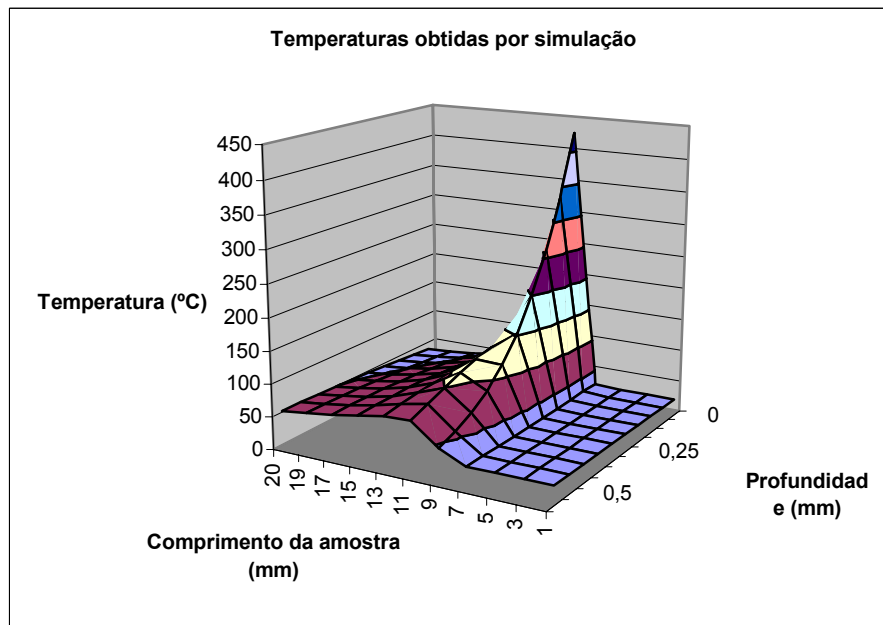


Fig.7.7 – Gráfico da figura 7.4 adaptado à comparação de superfícies

7.4. Comparação dos resultados da simulação numérica com os experimentais

Na figura 7.8 são mostrados 2 gráficos sendo um obtido por experimentação e outro obtido por simulação numérica.

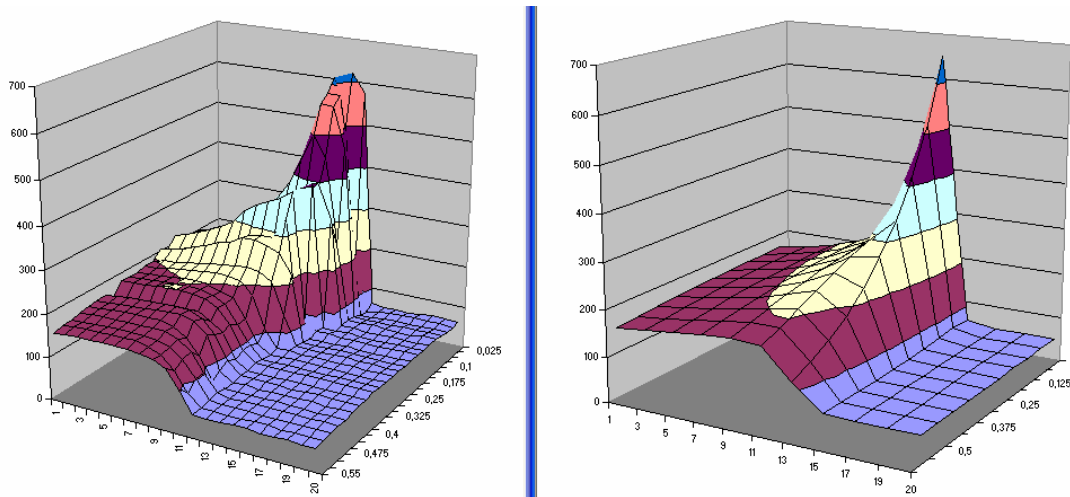


Fig. 7.8 – Gráficos obtidos por experimentação e por simulação numérica

O gráfico da esquerda é o mesmo da figura 6.8 e corresponde ao aço H13 rectificado com a mó Al60. A profundidade de passagem é de 0,0125 mm. O gráfico da direita foi obtido por simulação da forma que já se descreveu.

7.5. Parâmetros possíveis de impor na simulação.

No processo de simulação podemos fazer variar os seguintes parâmetros:

1. Condutividade térmica do material a rectificar (eventualmente em função da temperatura).
2. Capacidade calorífica do material a rectificar (eventualmente em função da temperatura).
3. Densidade do material a rectificar (eventualmente em função da temperatura).
4. Fluxo de calor que entra na zona de contacto com a mó (eventualmente em função do tempo).
5. Valor da convecção (liquido de corte/refrigeração) (eventualmente em função do tempo).

6. Profundidade de corte.
7. Velocidade da mesa da rectificadora. (eventualmente em função do tempo)
8. Temperatura ambiente.
9. Temperatura da peça antes da passagem da mó. (eventualmente em função do tempo)

Para cada experiência feita foi ajustada a correspondente simulação. Os 3 primeiros itens da lista anterior são obtidos da literatura (tabelas). O valor da convecção que melhor se ajusta a todas as experiências é de $0,1\text{W/mm}^2/^{\circ}\text{C}$. Foram utilizadas 3 profundidades de corte diferentes.

A temperatura ambiente foi de 25°C e a temperatura da peça antes da rectificação variou entre 40 e 60°C .

O item 4 é aquele que mais influência tem nos resultados, e sabemos que é uma fracção do fluxo máximo possível que corresponde a 100% da energia gasta pela mó.

7.6. Resultados

Depois de ajustadas as simulações às experiências feitas, pôde-se elaborar a tabela 7.2. Nesta tabela as 3 primeiras colunas não merecem comentários. A 4ª coluna é a força tangencial específica, que permite calcular a energia dispendida pela mó, que constitui um limite superior ao fluxo de calor que entra na peça. É então o fluxo máximo possível, apresentado na 5ª coluna. A 6ª coluna contém os fluxos que permitem, por simulação, obter uma distribuição de temperatura similar à obtida experimentalmente, como na figura 7.6. Este fluxo é sempre inferior ao fluxo máximo possível. É uma percentagem dele. Essa percentagem pode ver-se na 7ª coluna da referida tabela 7.2.

Tabela 7.2 – Resultados totais da rectificação superficial

Material	Mó	Prof. Corte (mm)	Fx/larg (N/m)	Fluxo.Max (W/mm ²)	Fluxo usado na simulação (W/mm ²)	Fluxo usado na simulação/fluxo máximo (%)
H13	Al60	0,00625	6,57	114	80	70,18
		0,0125	13,14	164	85	51,83
		0,01875	15,82	158	85	53,80
	Al80	0,00625	5,89	102	80	78,43
		0,0125	9,49	116	85	73,28
		0,01875	14,6	107	85	79,44
	CBN	0,00625	9,13	158	30	18,99
		0,0125	23	282	75	26,60
		0,01875	32,85	329	55	16,72
F13	Al60	0,00625	5,72	99	53	53,54
		0,0125	9,73	119	65	54,62
		0,01875	11,32	113	56	49,56
	Al80	0,00625	4,62	80	50	62,50
		0,0125	7,79	95	50	52,63
		0,01875	10,71	107	56	52,34
	CBN	0,00625	6,57	114	30	26,32
		0,0125	13,51	165	24	14,55
		0,01875	21,9	146	30	20,55
ADI	Al60	0,00625	4,84	84	32	38,10
		0,0125	7,03	86	36	41,86
		0,01875	11,32	113	64	56,64
	Al80	0,00625	4,05	70	33	47,14
		0,0125	5,66	69	59	85,51
		0,01875	8,4	84	63	75,00
	SiC	0,00625	5,93	93	43	46,24
		0,0125	7,57	92	41	44,57
		0,01875	12,78	128	60	46,88
	CBN	0,00625	6,21	108	12,6	11,67
		0,0125	8,03	98	14,4	14,69
		0,01875	10,95	110	26	23,64
Compósito	Al60	0,00625	19,95	346	106	30,64
		0,0125	32,68	400	99	24,75
		0,01875	36,5	365	86	23,56
	SiC	0,00625	17,08	296	88	29,73
		0,0125	24,33	298	64	21,48
		0,01875	29,2	292	59	20,21
	CBN	0,00625	8,09	140	15,8	11,29
		0,0125	10,65	131	18,6	14,20
		0,01875	13,14	132	24	18,18
	Diamante	0,00625	5,4	94	31	32,98
		0,0125	10	122	28,6	23,44
		0,01875	14,6	146	36,8	25,21

A partir da tabela 7.2 podem-se tirar algumas conclusões. A principal é que para cada par “Material a rectificar – Mó utilizada” há uma razoável relação entre o valor fluxo máximo/fluxo usado na simulação (%) (coluna 7 da tabela 7.2) e a profundidade de corte. Além disso, salvo algumas (uma) excepções esse valor não varia muito com a profundidade de passagem, como se pode ver nas figuras 7.9 a 7.11 seguintes.

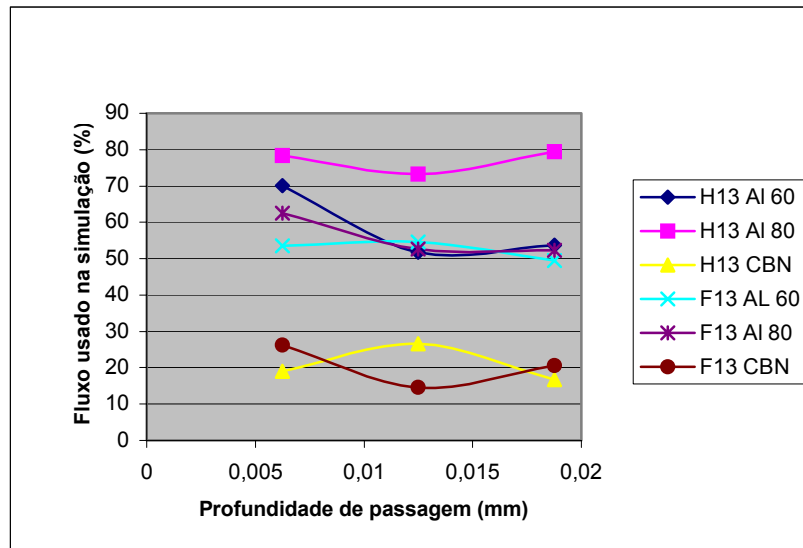


Fig. 7.9 – Relação entre a profundidade de passagem e a razão “Fluxo usado na simulação/fluxo máximo” (%) para os aços H13 e F13

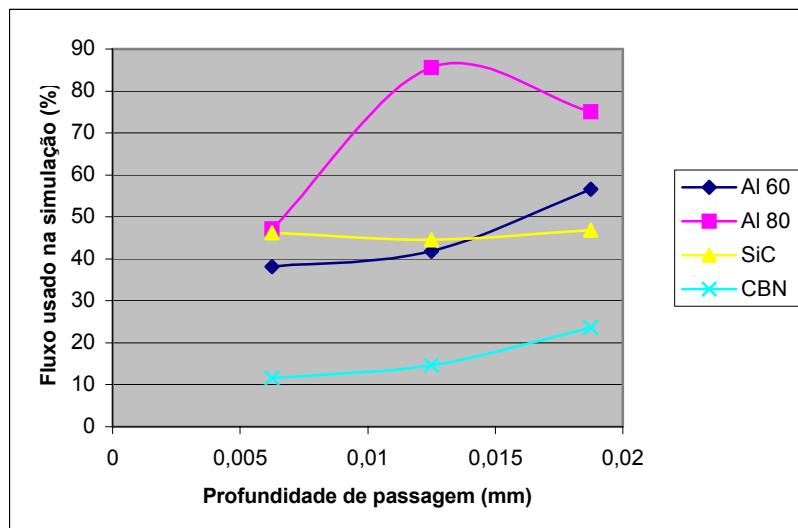


Fig.7.10 – Relação entre a profundidade de passagem e a razão “Fluxo usado na simulação/fluxo máximo” (%) para o ADI

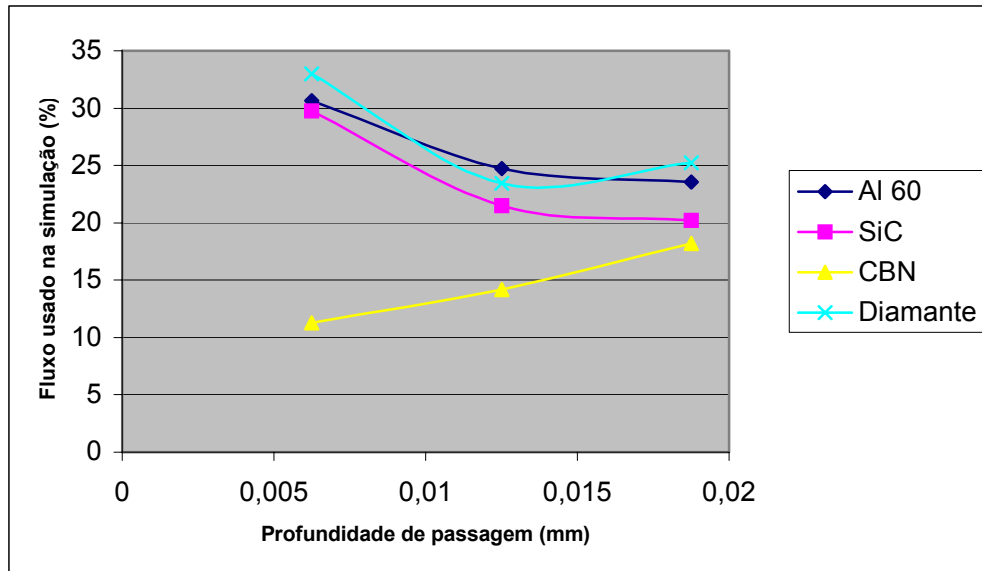


Fig. 7.11 – Relação entre a profundidade de passagem e a razão “Fluxo usado na simulação/fluxo máximo” (%) para o Compósito de matriz metálica

7.7. Actuação perante uma situação nova

Assim, para cada novo material, ou nova mó (ou conjunto de ambos) deverão fazer-se experiências como as descritas no capítulo V nas condições em que a rectificação decorrer (profundidade de corte, velocidade periférica da mó, etc.). Obtida a distribuição de temperatura experimentalmente, recorrer-se-á à simulação para saber quais os parâmetros de simulação que produzem resultados aproximados aos experimentais. Na posse destes dados poderemos simular a distribuição de temperatura na rectificação de peças de formas diferentes das utilizadas neste estudo. Deve-se, no entanto, ter em conta que se a peça tiver forma muito diferente da das amostras por nós utilizadas, a validade da simulação é questionável. De qualquer modo é melhor ter uma “certa informação” do que não ter nenhuma, e é sempre possível fazer experiências com amostras de outras formas de modo a melhorar o índice de confiança nos resultados.

Não será demais referir aqui que os factores que influenciam o resultado de uma rectificação em termos de distribuição de temperatura são muitos, e que o seu controlo deverá ser o mais apertado possível. Sempre que a série de peças a rectificar for elevada (indústria automóvel, etc.) deverão ser feitas experiências com amostras nas condições o

mais próximas possível do das peças, ou se possível nas próprias peças. No entanto em peças de revolução (rectificação cilíndrica) a aquisição de temperaturas é difícil e a aquisição de forças ainda mais. Daí, uma das razões da importância da simulação.

Capítulo 8

Parte experimental da rectificação profunda

Capítulo 8

8. Parte experimental da rectificação profunda

8.1. Introdução

8.2. Amostras para rectificação profunda

8.3. Experiências realizadas

8.4. Análise dos resultados experimentais

8.5. Simulação numérica

8.6. Valores usados na simulação numérica

8.7. Cálculo dos valores possíveis para a repartição de calor entre a mó e a peça

Capítulo 8

Parte experimental da rectificação profunda

8.1. Introdução

Apesar da nossa rectificadora estar concebida para a rectificação superficial, decidiu-se, dentro do possível fazer algumas experiências em rectificação profunda de modo a poder, minimamente, validar a parte de simulação numérica nesta área.

As principais limitações da nossa rectificadora decorrem da sua incapacidade de realizar movimentos da mesa muito lentos (inferiores a 0,5 m/min.). A maneira de diminuir a velocidade da mesa consiste em reduzir o caudal do líquido hidráulico que move a mesa, mas à medida que a mesa atinge velocidades muito baixas a mesa move-se de uma maneira irregular (com solavancos) e deste modo as velocidades por nós utilizadas foram as possíveis.

8.2. Amostras para rectificação profunda

As amostras utilizadas são feitas a partir de duas chapas de aço S235JR segundo DIN EN 10025 (aço ao carbono – $C < 0,17\%$) com as dimensões 110 x 26 x 1 mm. Estas chapas são furadas em conjunto de acordo com o esquema da figura 8.1

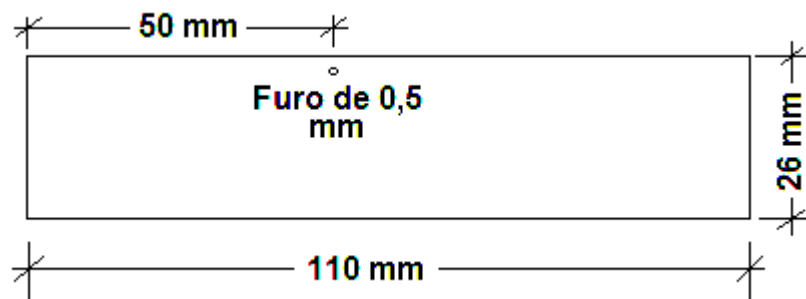


Fig. 8.1 – Esquema da furação das chapas de aço para execução da amostra de ensaio de rectificação profunda

O furo tem 0,5 mm de diâmetro e a sua distância à face superior varia entre 2 e 3 mm. As duas chapas são colocadas simetricamente e cada fio do termopar é introduzido no furo como se pode ver na parte esquerda da figura 8.2.

Os dois fios são puxados de modo a unir as chapas ficando a junção do termopar entre elas. Deveremos ter o cuidado de deixar a parte em que os dois fios estão torcidos paralela à parte superior da amostra. As duas chapas são coladas nas extremidades com resina exposiva, sendo também aplicada resina pelos dois lados de fora para diminuir a perda de calor na parte lateral. O conjunto completo pode ver-se na parte direita da figura 8.2.

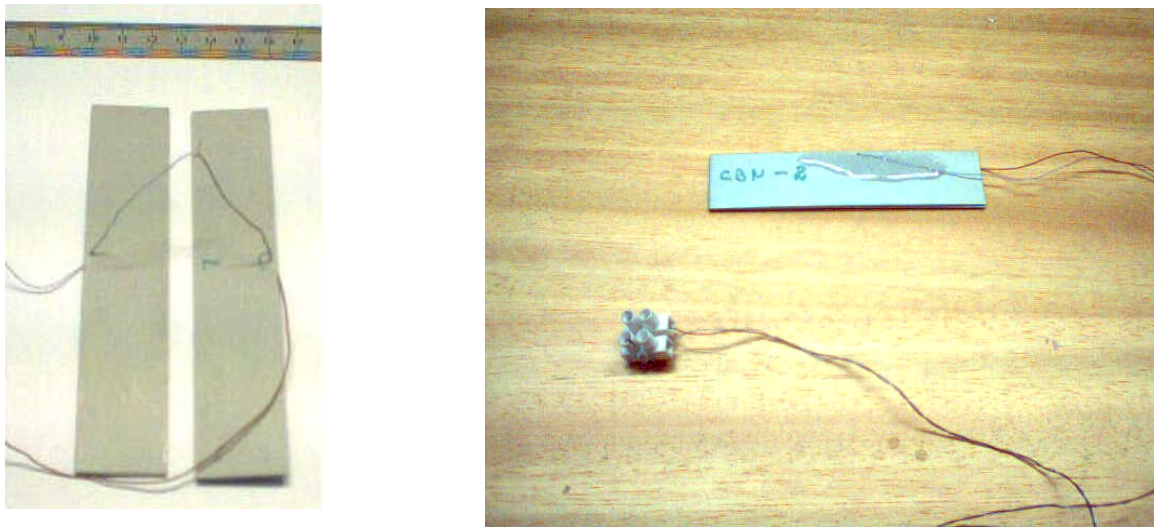


Fig. 8.2 – Amostra para rectificação profunda. À esquerda em fase de preparação e à direita pronta para utilização

A amostra é posicionada na rectificadora sobre um transdutor de forças de modo que obtemos simultaneamente temperatura e forças.

8.3. Experiências realizadas

Foram realizadas quatro experiências usando duas mós. As mós utilizadas foram a de alumina de 60 mesh e a de nitrêto de boro cúbico, e para cada mó foram utilizadas duas posições (profundidades) diferentes do termopar. Deste modo para cada mó obtemos duas curvas de temperatura a profundidades diferentes.

A profundidade de corte foi em todos os casos 2 mm e para cada mó a distância do termopar à superfície foi de aproximadamente 2,2 e 3,0 mm, aproximadamente. O valor exacto tem que ser confirmado após a furação e há sempre alguma variação entre o que se pretende obter e o que realmente se consegue. Além disso, há que ter em conta que o furo tem 0,5 mm de diâmetro e o valor em questão refere-se à parte superior do furo de modo a não cortar o termopar. A velocidade da mesa da rectificadora foi de 0,5 m/min.

8.4. Análise dos resultados experimentais

A figura 8.3 mostra a evolução das forças F_x e F_z (tangencial e normal) e da temperatura para um ensaio (mó Al60, profundidade de passagem=2 mm, termopar a 3,0 mm da superfície inicial).

No gráfico colocamos dois rectângulos. O rectângulo verde representa a amostra. Deste modo os valores das curvas referem-se ao momento em que o centro da mó passa por cima do ponto em causa. Notar que em abcissas temos a variável tempo, mas esta está relacionada com o comprimento da amostra pela velocidade da mesa da rectificadora. O rectângulo vermelho representa o comprimento do arco de contacto. O ponto “a” corresponde ao início do contacto da mó com o provete.

No ponto “a” a periferia da mó atinge o início da amostra. Como seria de esperar as forças crescem desde “a” até “b”, entrando então numa região de patamar que se mantém até ao ponto “e”. A partir daí a mó começa a cortar cada vez menos material, pelo que as forças decrescem até ao fim da amostra, atingindo então o valor zero.

No ponto “c” a frente de corte da mó passa por cima do termopar e é por essa altura que se dá o início da subida de temperatura. O pequeno patamar que se lhe segue (p) deve ser devido ao fluido de arrefecimento. A simulação numérica não o prevê mas aparece em todas as experiências.

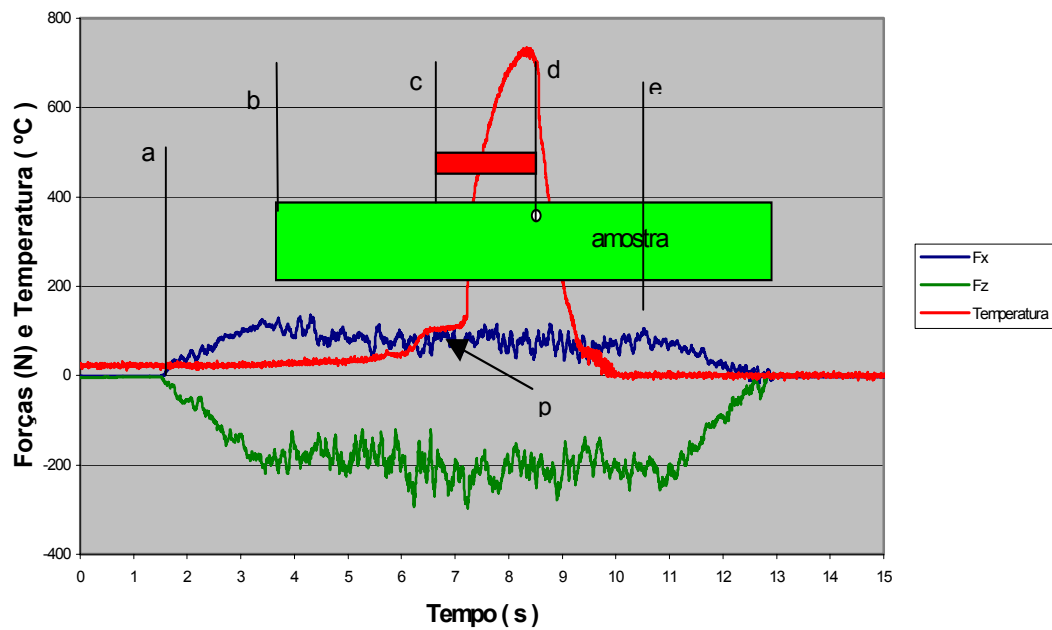


Fig. 8.3 – Evolução das forças F_x e F_z (tangencial e normal) e da temperatura durante um ensaio de rectificação profunda (mó Al60, profundidade de passagem = 2 mm, termopar a 3,0 mm da superfície inicial)

A temperatura atinge o máximo um pouco antes da passagem do eixo da mó por cima do termopar, o que se deve ao fluido de arrefecimento, pois na simulação numérica, se anularmos este factor, o máximo de temperatura ocorre precisamente quando o eixo da mó passa por cima do termopar. Mas se na simulação numérica considerarmos que há uma grande dissipação de calor logo após a passagem da mó verificamos que as curvas de temperatura (real e simulada) têm melhor concordância e que o máximo de temperatura ocorre um pouco antes da passagem do eixo da mó sobre o termopar como de facto acontece experimentalmente.

As duas nós utilizadas, apesar de terem granulometria igual, produzem forças e temperaturas muito diferentes. As temperaturas são substancialmente mais baixas quando se usa a nó de nitró de boro cúbico (CBN) do que quando se usa a nó de alumina (Al60). Quanto às forças a nó CBN gera maiores forças tangenciais (F_x) e menores forças normais (F_z) relativamente à nó Al60.

A tabela 8.1 mostra as forças tangenciais e normais para os dois tipos de nós.

Tabela 8.1 – Forças tangenciais e normais em rectificação profunda nas condições do ensaio

Mó	Força tangencial (F_x) (N)	Força Normal (F_z) (N)
CBN	128	166
Al60	104	207

Ainda relativamente às forças há a referir que a mó de CBN fornece resultados muito mais regulares que a mó Al60.

Faz-se notar que a energia gasta é proporcional a F_x pelo que seria de esperar que as temperaturas fossem mais elevadas com a mó de CBN. Os resultados indicam claramente o contrário. Como se pode ver na figura 8.4.

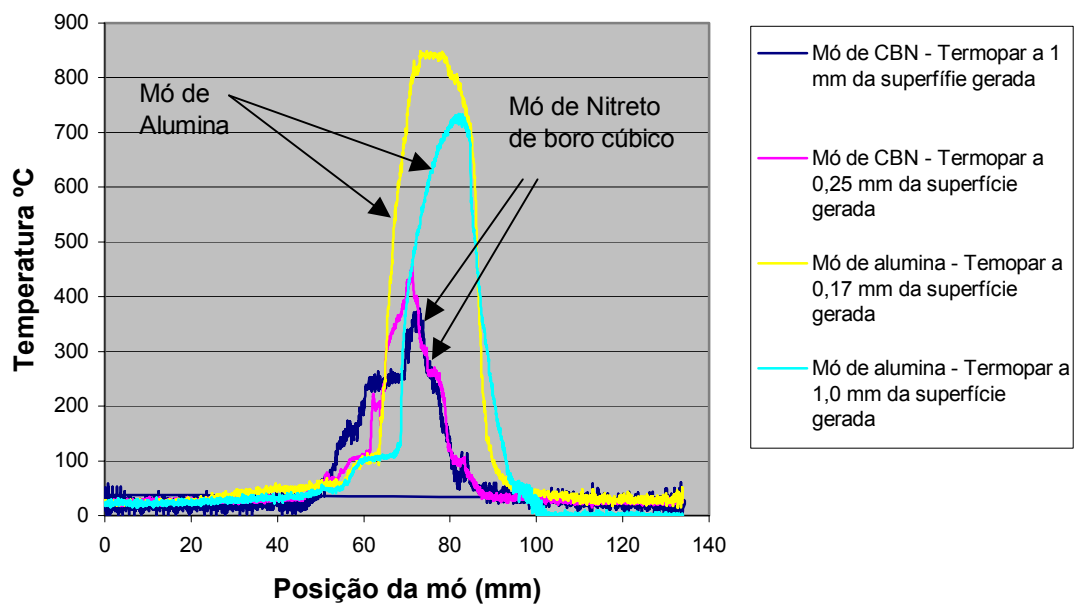


Fig. 8.4 – Curvas de temperatura em rectificação profunda

8.5. Simulação numérica

Tratando-se de amostras de aço conhecem-se os valores de condutividade e da capacidade calorífica do material. Para fazer a simulação numérica tem que se escolher o valor do fluxo de calor que entra na zona de contacto da mó com a peça, e o valor da convecção devida ao fluido de arrefecimento.

O fluxo de calor que entra na peça será sempre uma fracção do fluxo máximo possível, que se pode calcular através da força F_x e da velocidade de corte da mó. Este valor condiciona (na simulação numérica) fundamentalmente a temperatura máxima atingida, ao passo que o valor escolhido para a convecção condiciona fundamentalmente a descida de temperatura após passagem da mó.

As figuras 8.5 a 8.8 mostram as curvas provenientes das experiências realizadas em rectificação profunda e das correspondentes simulações.

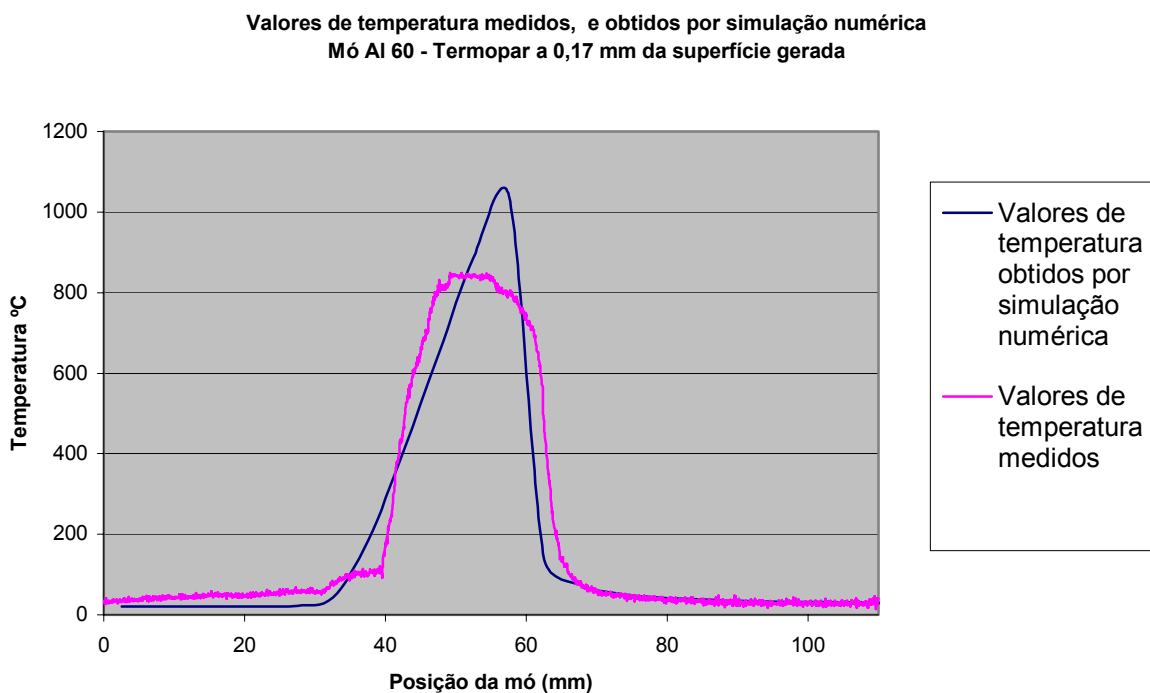


Fig. 8.5 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica

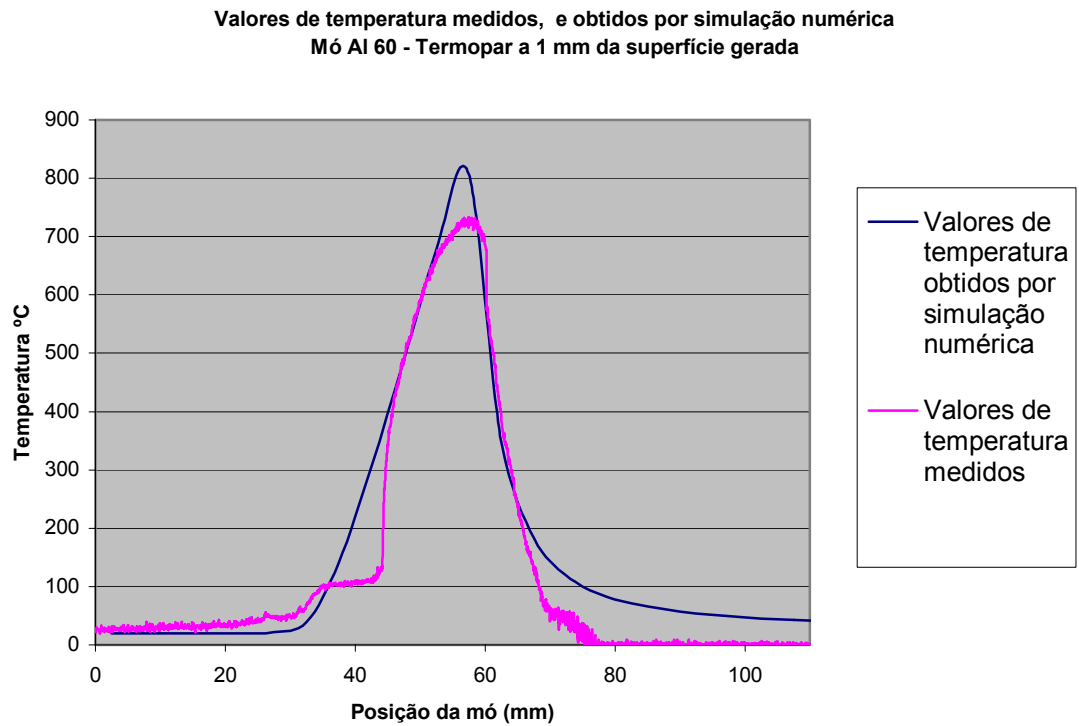


Fig. 8.6 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica

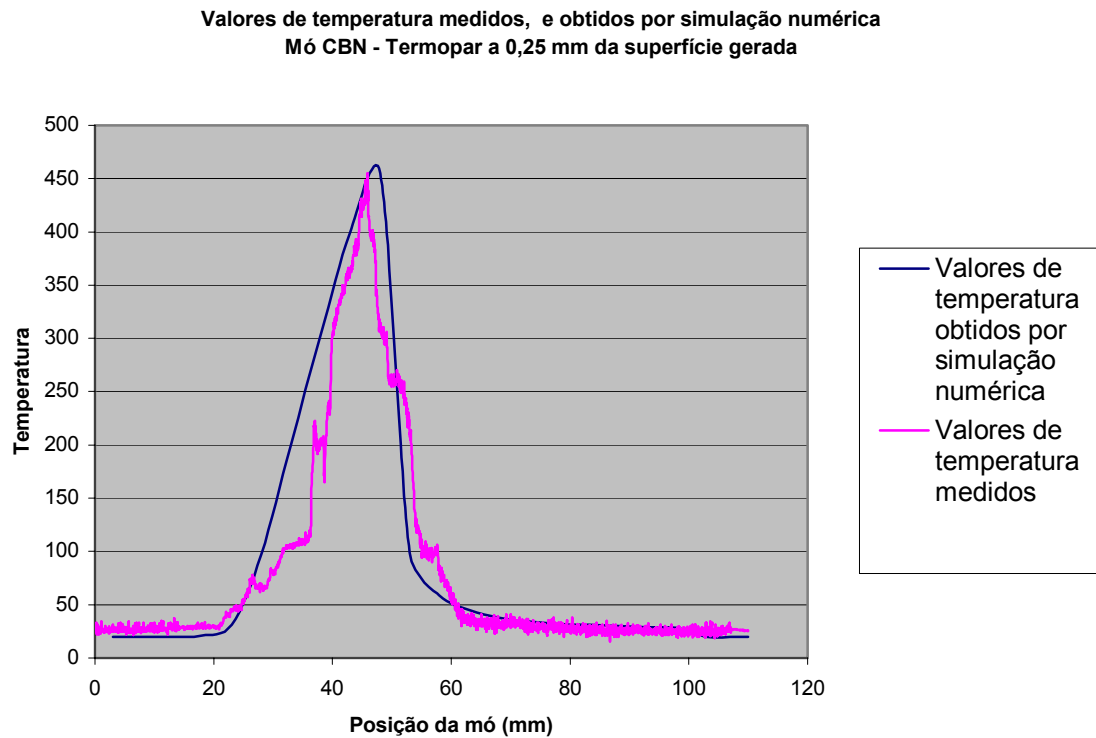


Fig. 8.7 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica

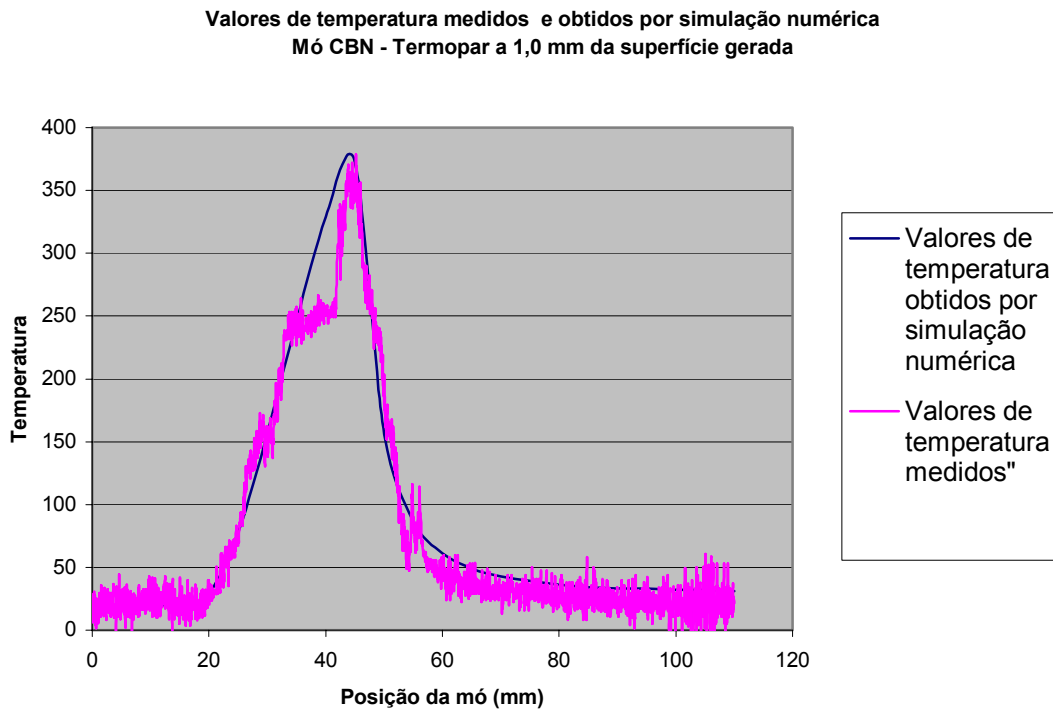


Fig. 8.8 – Valores de temperatura medidos, e obtidos por simulação numérica

8.6. Valores usados na simulação numérica

Para estas quatro experiências, os valores da convecção e do fluxo de calor que na simulação melhor se ajustam às curvas de temperatura obtidas experimentalmente constam da tabela 8.2.

Tabela 8.2 – Valores do fluxo de calor e da convecção usados na simulação

Mó	Fluxo de calor (W/mm ²)	Convecção (W/mm ² /°C)
CBN	5	1
Al 60	10	1

A energia dispendida pelas mós pode ser calculada a partir da força tangencial e da velocidade de corte. Os fluxos de calor correspondentes constam da tabela 8.3.

Tabela 8.3 – Fluxos de calor correspondentes às forças tangenciais

Mó	Fluxo de calor (W/mm ²)
CBN	57,3
Al 60	46,5

Comparando estes valores com os da tabela 8.2 verifica-se que com a mó de CBN apenas 8,7 % da energia proveniente da mó entra na peça, contra 21,5 % no caso da mó de Alumina.

8.7. Cálculo dos valores possíveis para a repartição de calor entre a mó e a peça

A energia (quantidade de calor) proveniente da mó reparte-se em quatro itens:

1. Pela peça
2. Pela mó
3. Pelas aparas
4. Pelo fluido de refrigeração

Acerca destes itens conhece-se o seguinte:

- O item 1 (tabela 8.2)
- A soma do valor dos quatro itens (tabela 8.3)
- O item 3 pode ser calculado com base em informações da literatura.

Para os aços sabe-se da literatura que o calor que vai nas aparas ronda os 13,5 J/mm³ (Malkin, 1989).

No presente caso arranca-se $2 \times 2 \times 8,33 = 33,7$ mm³/s, o que dá 454 W, a distribuir por uma área de $2 \times 24,4$ (comprimento do contacto da mó com a peça) = 48,8 mm². Então para o item 3 fica $454/48,8 = 9,3$ W/mm².

- Quanto ao item 2 o seu valor é muito variável.

Vários autores fazem referência a estes valores. Lee (1971) refere que um terço do calor total entra na peça, com cerca de metade a ser retirado pelo líquido de refrigeração. Malkin (1989), afirma que 60-80 % do calor entra na peça. Brandin (1978) diz que 20

% do calor vai para as aparas e 80% vai para a peça. Choi (1986) calculou que, no caso das mós de Nitrêto de Boro Cúbico (CBN) 73% do calor vai para a mó e 27% para a peça. Deste modo vê-se que os diversos autores referem valores muito dispares relativamente uns aos outros. Durante a rectificação, os parâmetros que desejaríamos ver controlados são em tão grande número que se torna praticamente impossível reproduzir com exactidão uma experiência levada a cabo noutro lugar, com uma mó proveniente de um fabricante diferente, com uma máquina de rigidez diferente, etc. Resta então fazer os cálculos e juntar mais variáveis à já extensa lista. As hipóteses de que partimos são as seguintes:

- Em ambos os casos (mó CBN e mó Alumina) o líquido de refrigeração remove a mesma quantidade de calor no momento de corte. Após este, o líquido de corte vai refrigerar a peça, as aparas e a mó, acabando por remover praticamente a totalidade do calor).
- Nenhum dos quatro itens anteriores poderá ter valor negativo.

Estabelecendo agora um fluxo de calor arbitrário para uma mó (escolhemos a de CBN) podemos resolver o problema. Reafirmamos que nenhum dos valores obtidos em consequência do valor que escolhemos poderá ser negativo. As tabelas 8.4 e 8.5, obtidas com o Excel, mostram as posições extremas.

Tabela 8.4 – Caso extremo. O líquido não remove calor

Mó CBN				Mó Al60		
	Fluxo de calor (w)	%			Fluxo de calor (w)	%
peça	5	8,73		peça	10	21,51
mó	43	75,04		mó	27,2	58,49
aparas	9,3	16,23		aparas	9,3	20,00
liquido	0	0,00		liquido	0	0,00
total	57,3	100,00		total	46,5	100,00
liquido +mo	43	75,04			27,2	58,49
	entrada					
	valores fixos					
	Saidas					

Tabela 8.5 – Caso extremo. A mó Al60 não remove calor

Mó CBN				Mó Al60		
	Fluxo de calor (w)	%			Fluxo de calor (w)	%
peça	5	8,73		peça	10	21,51
mó	15,8	27,57		mó	0	0,00
aparas	9,3	16,23		aparas	9,3	20,00
liquido	27,2	47,47		liquido	27,2	58,49
total	57,3	100,00		total	46,5	100,00
liquido +mo	43	75,04			27,2	58,49
	entrada					
	valores fixos					
	Saídas					

A Tabela 8.6 refere-se a uma situação intermédia.

Tabela 8.6 – Situação intermédia

Mó CBN				Mó Al60		
	Fluxo de calor (w)	%			Fluxo de calor (w)	%
Peça	5	8,73		peça	10	23,64
Mó	24	41,88		mó	4	9,46
Aparas	13,8	24,08		aparas	13,8	32,62
líquido	14,5	25,31		líquido	14,5	34,28
Total	57,3	100,00		total	42,3	100,00
Líquido +mo	38,5	67,19			18,5	43,74
	Entrada					
	Valores fixos					
	Saídas					

Conclui-se então que a mó CBN recebe entre 27,57 e 75,04 % do calor total e a mó Al60 entre 0,0 e 27,2% (para as condições que admitimos).

A análise da distribuição de temperaturas obtidas por simulação numérica para a rectificação profunda será objecto do capítulo seguinte.

Capítulo 9

**Estudo por simulação do efeito de variação de alguns
parâmetros usados na simulação térmica da
rectificação profunda**

Capítulo 9

9. Estudo por simulação do efeito de variação de alguns parâmetros usados na simulação térmica da rectificação profunda

9.1. Introdução

9.2. Parâmetros a estudar

9.2.1. Situação de base

9.2.2. Influência da variação da condutividade com a temperatura

9.2.3. Influência do valor da condutividade

9.2.4. Influência da capacidade calorífica

9.2.5. Influência do fluxo de calor

9.2.6. Influência da refrigeração

9.2.7. Influência da velocidade da peça

9.2.8. Influência conjunta da velocidade da peça e do fluxo de calor

9.2.9. Influência da profundidade de corte

9.2.10. Influência do diâmetro da mó

9.3. Temperatura na zona da peça que vai ser removida

9.4. Conclusões

Capítulo 9

Estudo por simulação do efeito de variação de alguns parâmetros usados na simulação térmica da rectificação profunda

9.1.Introdução

No início pensou-se em fazer um trabalho fundamentalmente experimental. A medição directa (experimentação), embora sujeita à existência de diferenças entre o valor obtido por medição e o verdadeiro valor, tem a grande vantagem de estar apenas sujeita aos erros próprios dos aparelhos de medida, que em princípio podem ser controlados e minimizados.

Embora se corra sempre o risco de as experiências nos darem valores bastante diferentes dos reais devido a uma multiplicidade de factores que podem alterar significativamente o verdadeiro valor da grandeza que se pretende medir, os valores obtidos experimentalmente são sempre mais fiáveis que os obtidos apenas por simulação e sem confirmação prática.

No entanto, neste tipo de problemas, a simulação tem muitos aspectos positivos. Se os modelos matemáticos utilizados na simulação forem representativos do processo, então a simulação tem entre outras as seguintes vantagens:

- Não está sujeita às contingências experimentais (amostra mal elaborada, ruídos nos aparelhos de medida, etc.)
- Possibilidade de obtenção de valores impossíveis (ou muito difíceis) de medir experimentalmente (temperaturas no interior de sólidos não perturbadas pela presença de um termopar, temperaturas de muito curta duração etc.)
- Rapidez de obtenção de resultados excepto nos casos em que as simulações são muito demoradas. No entanto, é possível fazer simulações rápidas desde que a

malha não seja muito fina, ou o processo iterativo esteja simplificado, embora os resultados possam ser menos precisos.

- Os protótipos (ou amostras) são virtuais.

Deste modo, como atrás se disse, recorreu-se à simulação numérica, para completar as experiências. Além disso, se os resultados da simulação forem razoavelmente consistentes com os experimentais (como aconteceu), os dois métodos reforçam-se em termos de validade de resultados.

Porém, na rectificação profunda, chegou-se a um ponto onde, por falta de meios e de tempo, as simulações não vão ter confirmação experimental. A validade dos resultados obtidos apoia-se na boa concordância que se obteve anteriormente entre a experimentação e a simulação, o que indicia que o modelo e os procedimentos utilizados são fiáveis. No entanto, como temos que arbitrar valores a introduzir no programa (que anteriormente se obtinham experimentalmente), os resultados dependem totalmente dos valores escolhidos, sendo o principal o fluxo de calor na zona de contacto entre a mó e a peça. A refrigeração na nova superfície criada tem menos importância, mas a refrigeração total é o factor mais importante, o que parece uma contradição, que deverá ser explicada para se poder entender a magnitude dos valores introduzidos no programa de simulação.

Na rectificação superficial, a velocidade da peça é grande (valores típicos de 0,2 a 0,5 m/s) e o comprimento de contacto pequeno (valores típicos de 1 a 3 mm) de modo que a refrigeração (na prática esta fase é adiabática) só actua posteriormente à passagem da mó. A temperatura máxima atingida depende fundamentalmente do fluxo de calor que entra pela zona de contacto, actuando a refrigeração mais como uma maneira de manter a peça a baixa temperatura no seu todo. A refrigeração aumenta a velocidade de descida de temperatura posteriormente à passagem da mó.

Porém, na rectificação profunda a velocidade da peça é baixa (valores típicos 0,001 a 0,01 m/s) e o comprimento de contacto grande (valores típicos de 20 a 50 mm). Deste modo, o líquido de refrigeração actua entre os grãos da mó (Tawakoli 1993) sendo o fluxo efectivo que se considera na simulação o resultante destes dois fenómenos opostos (entrada de calor por acção dos grãos abrasivos e saída de calor por acção do líquido de

refrigeração localizado entre os grãos da mó). Além disso também há a refrigeração na fase posterior à passagem da mó.

Assim, na prática, a refrigeração é o factor mais importante na medida em que influencia grandemente o fluxo de calor que entra na peça. Mas em termos de simulação, esta fracção da refrigeração está incluída no fluxo de calor que entra na peça (diminuindo-o) e portanto, (em termos de simulação) é este valor o mais importante. A refrigeração considerada na simulação é apenas a parte que actua posteriormente à passagem da mó.

9.2. Parâmetros a estudar

Os factores cuja influência, no campo de temperaturas se vão analisar são os seguintes:

1. Condutividade e sua variação com a temperatura
2. Valor da condutividade
3. Capacidade calorífica
4. Fluxo de calor
5. Refrigeração
6. Velocidade da peça
7. Influência conjunta da velocidade da peça e do fluxo de calor
8. Profundidade de corte
9. Diâmetro da mó

9.2.1. Situação de base

Como termo de comparação usamos a mesma situação de base, alterando sempre só um factor de cada vez (excepto para o ponto 7). A amostra (virtual) tem as dimensões de 240 x 40 mm, a mó tem 350 mm de diâmetro (excepto para o ponto 9) e a profundidade de passagem é de 20 mm. A simulação é levada até a mó ficar 110 mm para além do

início. A velocidade da peça é de 1 m/min. O fluxo de calor tem o valor de 5 W/mm^2 . A perda de calor devida à refrigeração tem o valor de $1 \text{ W/mm}^2/^\circ\text{C}$. A temperatura inicial é de 25°C . As características do material de base são as seguintes:

Densidade — $7,8 \times 10^{-6} \text{ Kg/mm}^3$

Capacidade calorífica — $502 \text{ J / Kg}^\circ\text{C}$

Condutividade — $55 \times 10^{-3} \text{ W/mm}^\circ\text{C}$

9.2.2. Influência da variação da condutividade com a temperatura

A situação de base (condutividade = $55 \times 10^{-3} \text{ W/mm}^\circ\text{C}$) é comparada com uma situação de condutividade variável com a temperatura de acordo com a tabela 9.1.

Tabela 9.1 – Condutividade do aço em função da temperatura

Condutividade ($\text{W/mm}^\circ\text{C}$)	Intervalo de temperatura $^\circ\text{C}$
55×10^{-3}	0-100
52×10^{-3}	100-200
48×10^{-3}	200-300
45×10^{-3}	300-400
42×10^{-3}	400-500
35×10^{-3}	500-600
31×10^{-3}	600-800

A figura 9.1 mostra a distribuição de temperatura para a situação de base e a figura 9.2 mostra a distribuição de temperatura para uma situação de condutividade variável com a temperatura de acordo com a tabela 9.1.

Na tabela 9.1 pode ver-se que a condutividade diminui à medida que a temperatura aumenta. Como se pode ver pelas figuras 9.1 e 9.2 a temperatura máxima atingida é (neste caso) maior para a condutividade variável. Uma menor condutividade na zona das altas temperaturas escoa pior o calor nessa zona (superfície) e as temperaturas superficiais são superiores. O recíproco é verdadeiro. Se a condutividade aumentasse com a temperatura (o que na prática não é normal) as temperaturas superficiais seriam mais baixas.

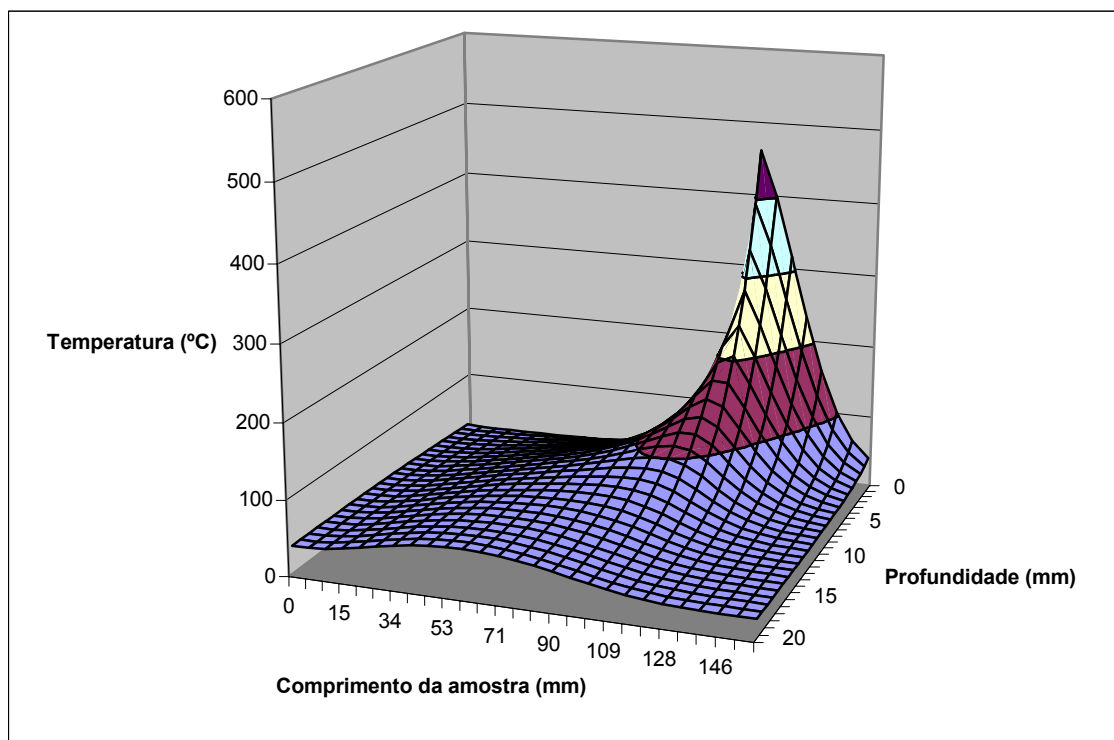


Fig. 9.1 – Situação de base

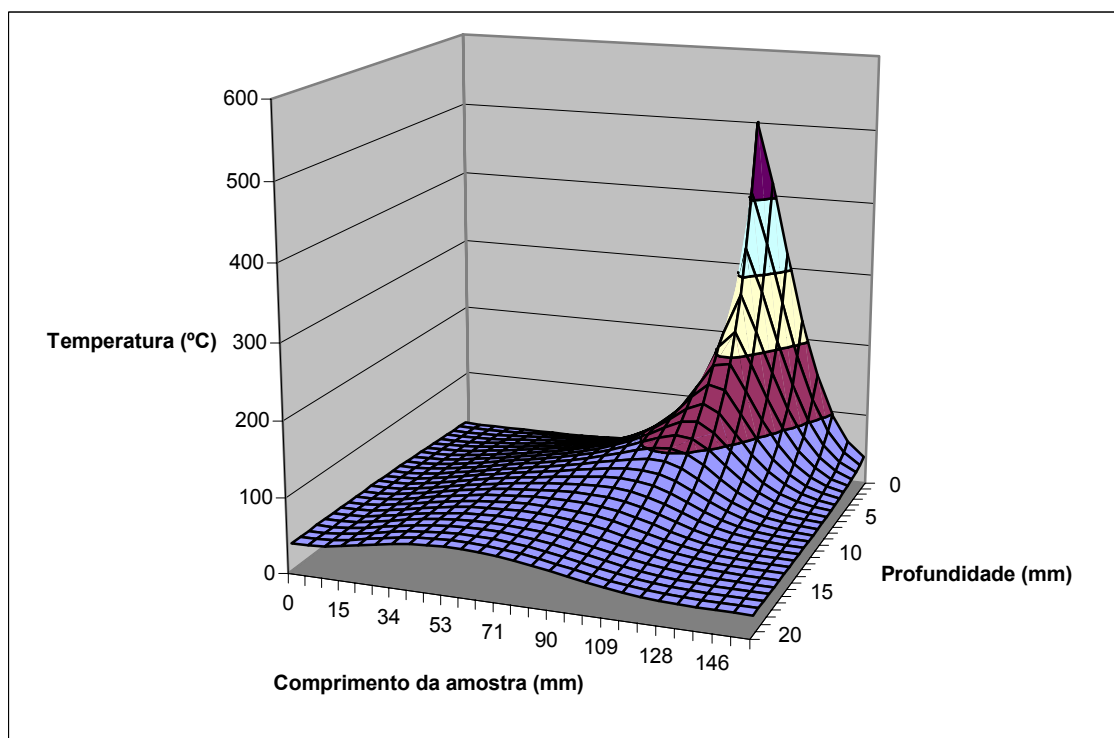


Fig. 9.2 – Condutividade variável

9.2.3. Influência do valor da condutividade

A figura 9.3 mostra a distribuição de temperaturas para uma condutividade de 35 W/mm/°C mantendo para os restantes parâmetros valor igual à situação de base.

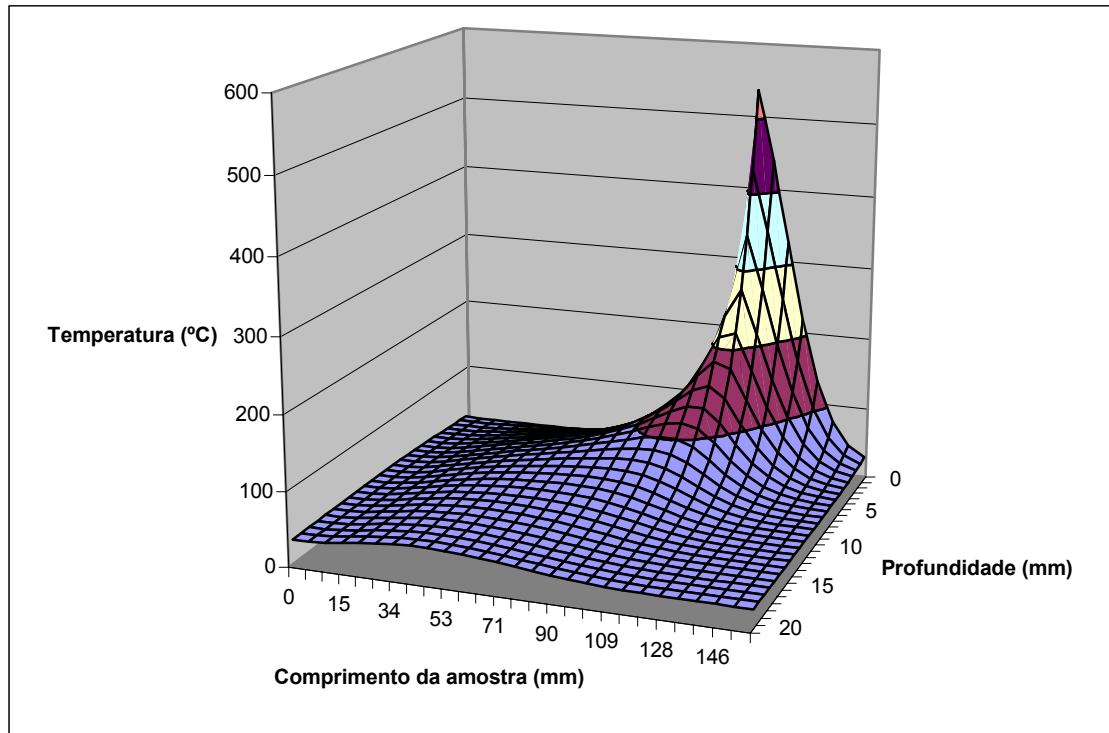


Fig. 9.3 – Temperaturas obtidas com uma condutividade igual a 35 W/mm/°C

Como se vê, comparando a figura 9.1 com a figura 9.3, uma diminuição no valor da condutividade concentra o calor na superfície da amostra de modo que as temperaturas superficiais são mais altas. Em profundidade passa-se o contrário. Assim o dano térmico é (por essa razão) maior para os materiais piores condutores do calor.

9.2.4. Influência da capacidade calorífica

A figura 9.4 mostra a distribuição de temperaturas para uma capacidade calorífica de 302 J/Kg/°C e tudo o resto igual à situação denominada base. Neste caso, pode-se observar que as temperaturas são superiores às da situação base, não só na superfície como também em profundidade. Assim, pode-se concluir que as temperaturas obtidas são tanto mais altas quanto menor for a capacidade calorífica do material a rectificar.

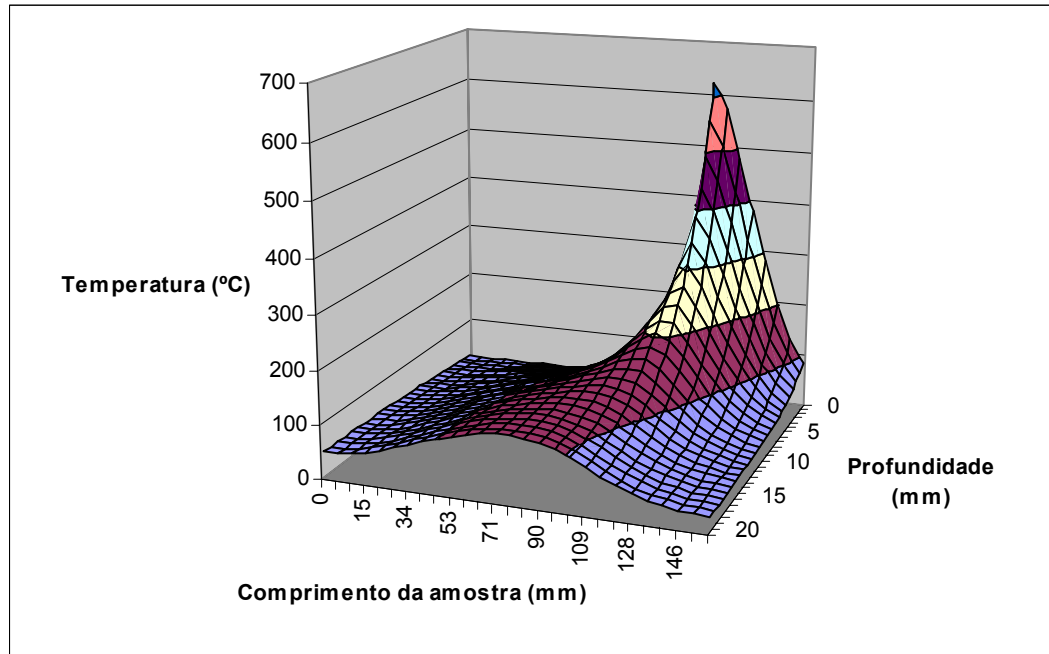


Fig. 9.4 – Distribuição de temperaturas para uma capacidade calorífica de 302 J/Kg/°C

9.2.5. Influência do fluxo de calor

A figura 9.5 mostra a distribuição de temperaturas para um fluxo de calor de 7 W/mm^2 mantendo os restantes parâmetros iguais à situação denominada base. Também neste caso se pode observar que as temperaturas são superiores às da situação base tanto na superfície como em profundidade. Este resultado é absolutamente lógico pois quanto mais calor entrar na peça maiores serão as temperaturas obtidas.

9.2.6. Influência da refrigeração

Como se disse atrás, vamos considerar que apenas mudamos o valor da saída de calor por efeito de refrigeração após passagem da mó. O valor da situação base é, como já foi dito de $1 \text{ W/mm}^2/^\circ\text{C}$. Nesta nova simulação o valor passa para $0 \text{ W/mm}^2/^\circ\text{C}$. Não há praticamente diferença nenhuma em relação à temperatura máxima atingida. Já a maneira como a temperatura desce após passagem da mó é totalmente diferente. A amostra fica, quer para trás, quer em profundidade substancialmente mais quente.

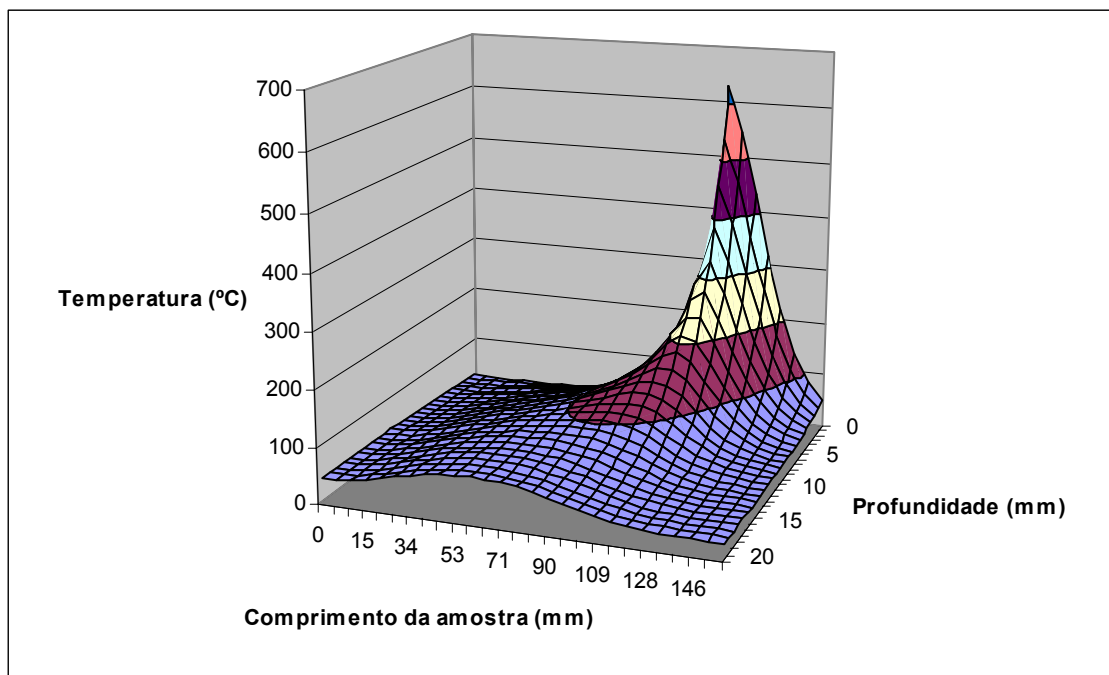


Fig. 9.5 – Distribuição de temperaturas para um fluxo de calor de 7 W/mm^2 . Comparar com a figura 9.1 que foi obtida com fluxo de 5 W/mm^2

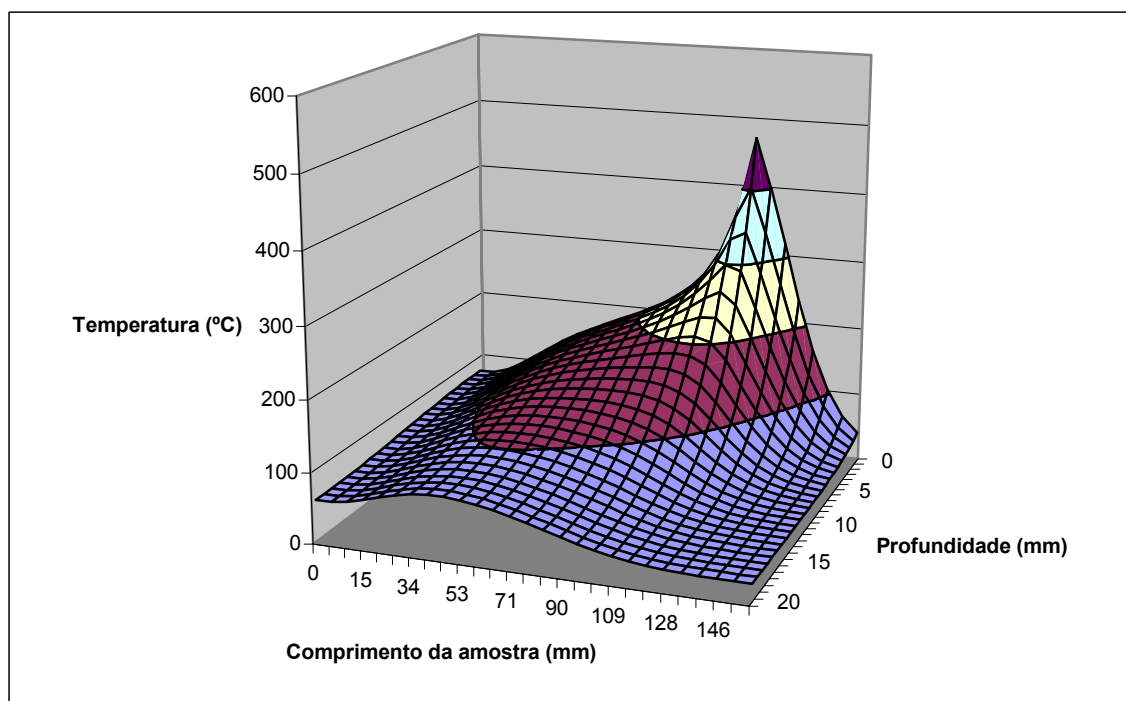


Fig. 9.6 – Distribuição de temperaturas para uma convecção de $0 \text{ W/mm}^2/^\circ\text{C}$. Comparar com a figura 9.1 que foi obtida com uma convecção de $1 \text{ W/mm}^2/^\circ\text{C}$

9.2.7. Influência da velocidade da peça

Nesta fase apenas vamos considerar que a velocidade da peça passa de 1 m/min. para 3 m/min. O resultado pode ver-se na figura 9.7.

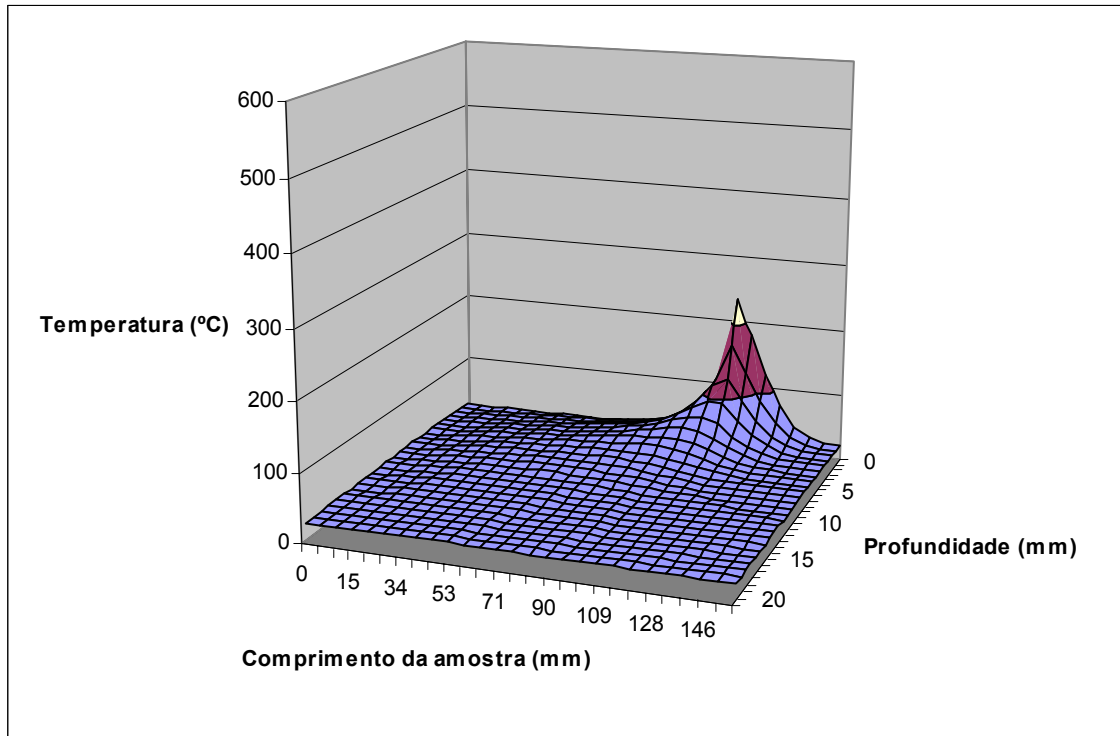


Fig. 9.7 – Distribuição de temperaturas para uma velocidade da peça de 3 m/min

Faz-se notar que na prática não é possível (ou é muito difícil) aumentar a velocidade da peça sem aumentar o fluxo de calor que entra na peça.

9.2.8. Influência conjunta da velocidade da peça e do fluxo de calor

Na prática quando se diminui a velocidade da peça, o fluxo de calor que entra na peça também diminui. Nesta fase, supõe-se que a velocidade da peça passa para metade e que o fluxo também passa para metade.

A figura 9.8 mostra o resultado. A temperatura máxima atingida é inferior. No entanto, na frente da mó as temperaturas são superiores.

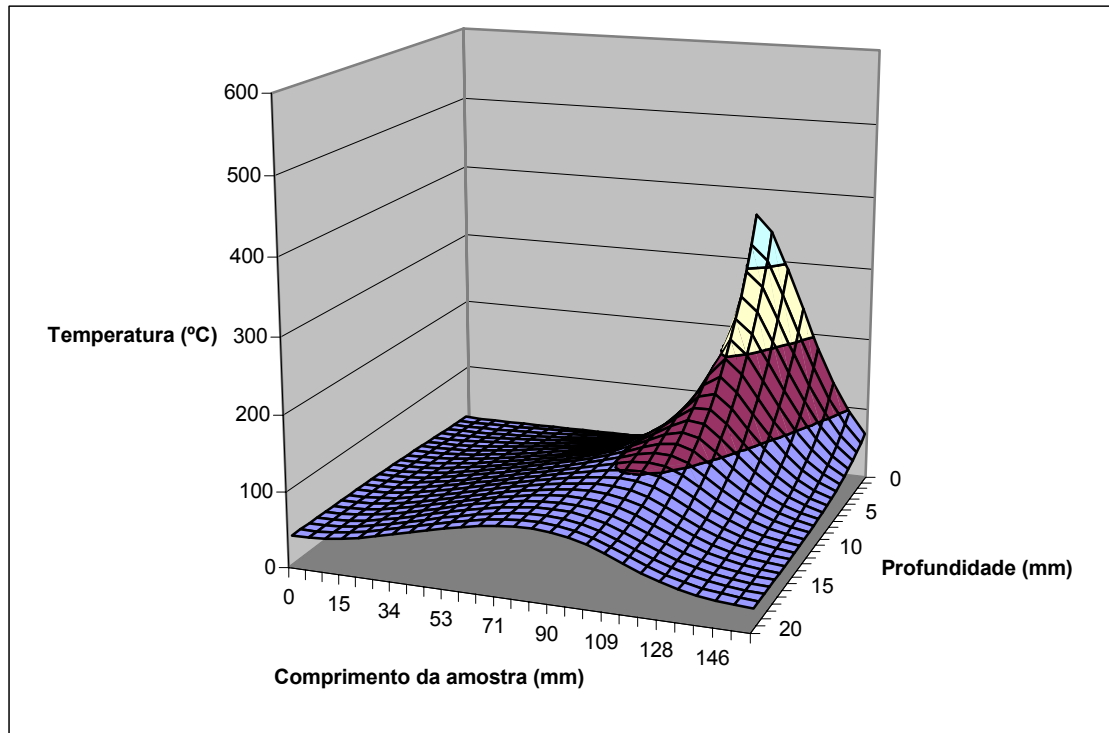


Fig. 9.8 – Distribuição de temperaturas para uma velocidade da peça de 0,5 m/min. e fluxo de calor de 2,5 W/mm²

9.2.9. Influência da profundidade de corte

A figura 9.9 mostra a distribuição de temperatura para uma profundidade de corte de 2 mm. Notar que, para além da temperatura máxima atingida ser menor, as temperaturas na frente da mó são inferiores sendo a subida muito brusca.

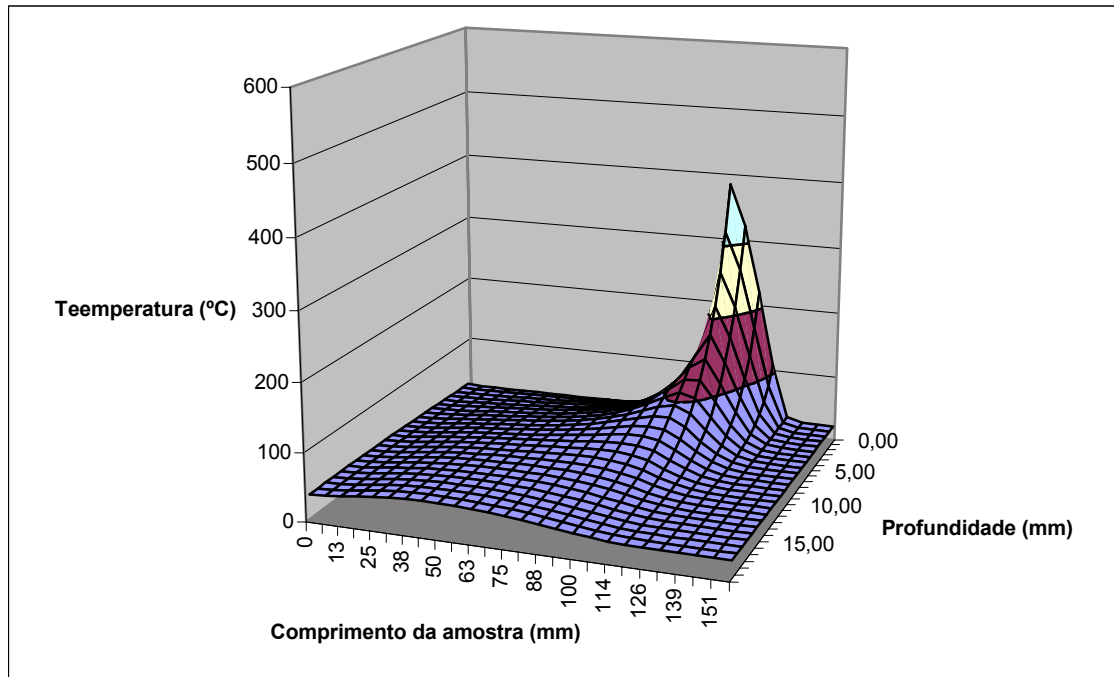


Fig. 9.9 – Distribuição de temperaturas para uma profundidade de corte de 2 mm

9.2.10. Influência do diâmetro da mó

A figura 9.10 mostra a distribuição de temperatura para uma profundidade de corte de 2 mm, e para uma mó de 50 mm de diâmetro. As temperaturas são inferiores e, quer a subida de temperatura, quer a descida, são mais acentuadas.

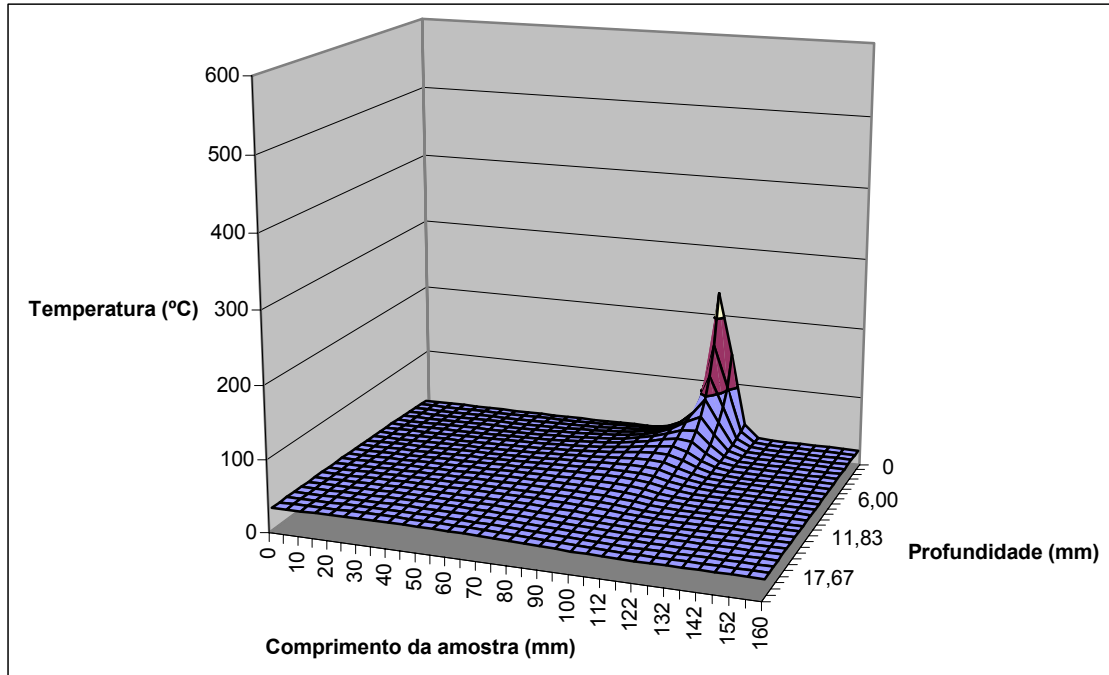


Fig. 9.10 – Distribuição de temperaturas para uma mó de 50 mm de diâmetro e para a profundidade de corte de 2 mm

9.3. Temperatura na zona da peça que vai ser removida

As figuras 9.1 a 9.10 representam apenas a parte da peça que fica após a rectificação. Mas num determinado momento da rectificação a forma da peça não é rectangular, mas sim a representada na figura 9.11

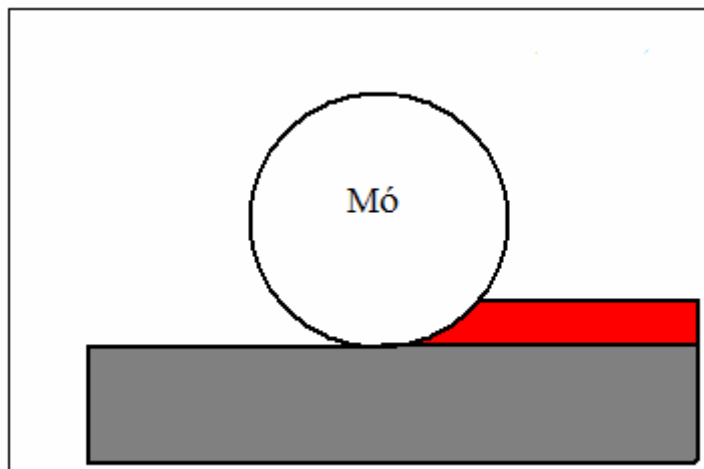


Fig. 9.11 – Forma da peça durante a rectificação

Na figura 9.11 a parte cinzenta constitui a peça final. A parte vermelha vai ser removida. No momento em que se obtêm os gráficos tridimensionais, apenas a parte cinzenta está representada. Os pós processadores não permitem este tipo de gráfico. A preparação de uma folha de cálculo Excel, embora trabalhosa é viável porque em grande parte da zona cinzenta os nós seguem uma determinada ordem, e apesar de serem muitos (cerca de 80000) o seu rearranjo é possível. Porém, na parte vermelha, os nós não estão dispostos segundo uma sequência rectangular. Assim essa representação, é praticamente impossível de se realizar com o Excel.

Mas é muito importante saber o que se passa nessa zona durante a rectificação, de modo que (embora não tridimensionalmente), foi feito um estudo através dos gráficos possíveis com o pós-processador FEMAP.

A figura 9.12 mostra a distribuição térmica correspondente à situação denominada “base”. Corresponde a parte da figura 9.1.

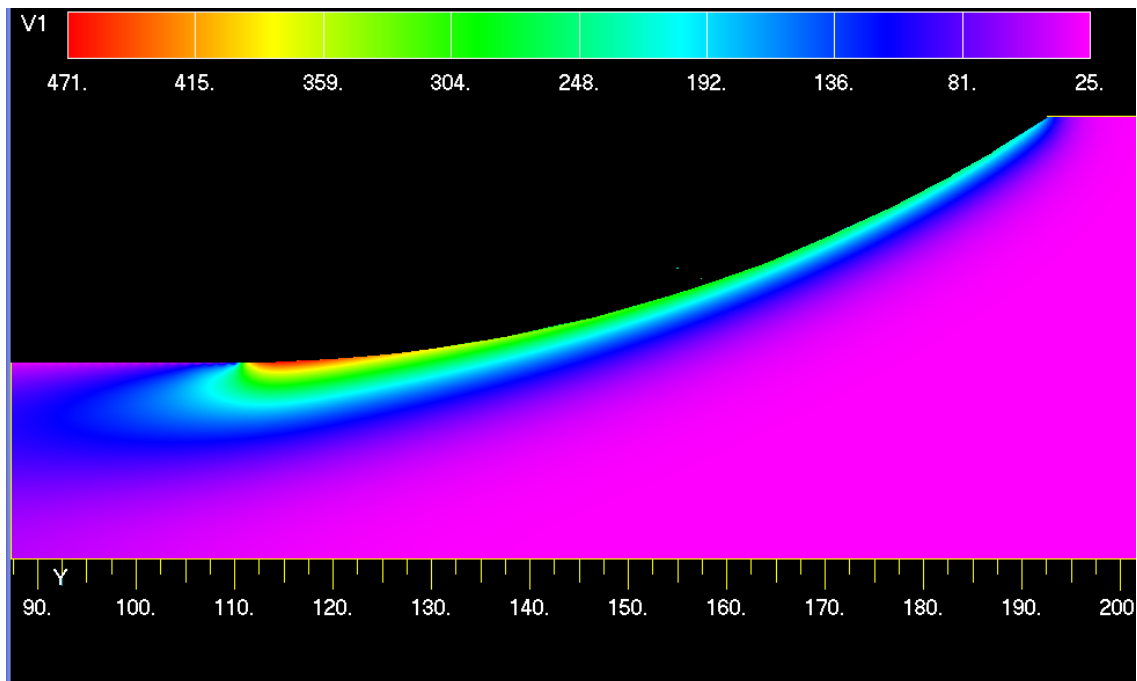


Fig. 9.12 – Situação de base

Da análise da figura 9.12 pode-se concluir que na frente da mó se “move” uma onda térmica. A análise da imagem no computador (passo a passo) mostra que a maior parte

da energia térmica desta onda é “apanhada” pela mó, e que outra parte consegue chegar à peça final mesmo antes da mó passar nesse lugar. A quantidade de calor gerada na frente da mó que passa para a peça final é tanto maior quanto menor for a velocidade da peça. A figura 9.13, que corresponde à situação da figura 9.8 (que em relação à situação denominada base tem um fluxo igual a metade e uma velocidade da peça também igual a metade) mostra claramente que a “onda” de calor na frente da mó é mais extensa.

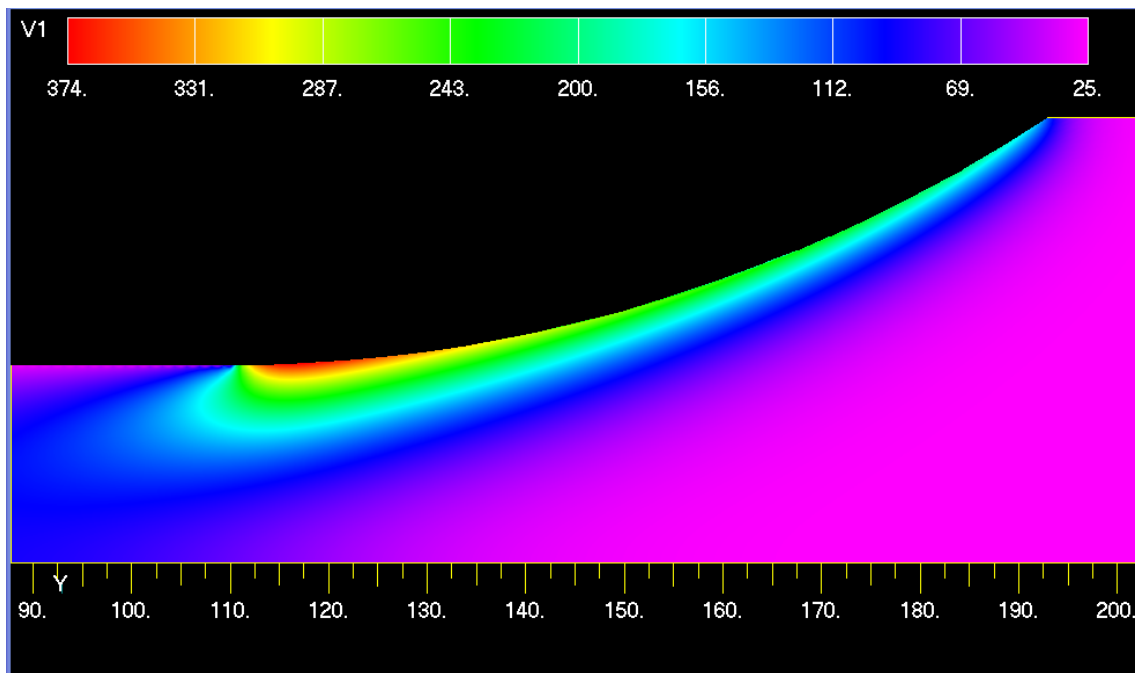


Fig. 9.13 – Distribuição de temperatura para uma velocidade da peça de 0,5 m/min. E fluxo de calor de 2,5 W/mm²

A figura 9.14 mostra o efeito do fluido de refrigeração quando actua na nova superfície, formada posteriormente à passagem da mó. Esta figura corresponde a uma situação de “refrigeração=0”. Comparando esta figura com as figuras 9.12 e 9.13 pode ver-se que a descida da temperatura após passagem da mó é muito mais suave. No entanto, a temperatura máxima obtida é apenas 18 °C superior à temperatura atingida na situação denominada “base”.

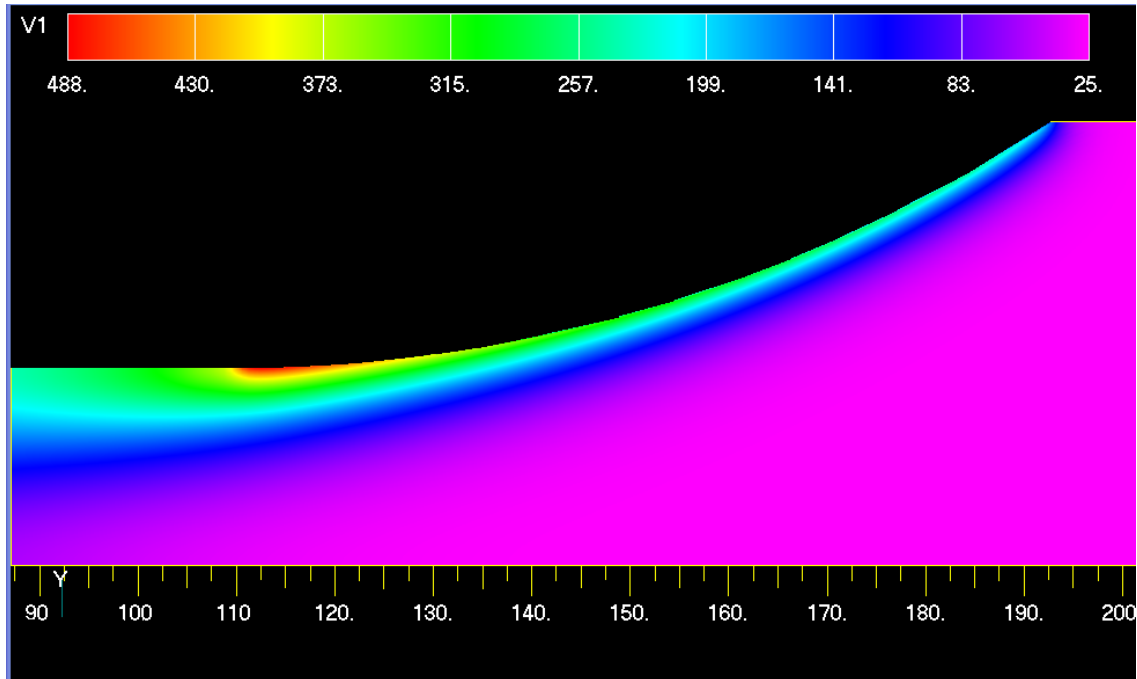


Fig. 9.14 – Distribuição de temperaturas para uma convecção de $0 \text{ W/mm}^2/^{\circ}\text{C}$

Contudo, este resultado deve ser interpretado cuidadosamente. Em simulação é possível anular o efeito do fluido de refrigeração sem alterar o fluxo de calor que entra na peça. Mas, como atrás ficou dito, em rectificação profunda o fluxo total de calor que entra na zona de contacto da mó é o efeito combinado do “calor que é gerado – calor removido pela fluido de refrigeração actuando entre os grãos da mó”. Assim, na prática, cortar o fluido de refrigeração tem também como consequência um aumento do fluxo de calor na superfície de contacto mó-peça, pelo que a temperatura máxima atingida é (por este facto) substancialmente superior. O fluido de refrigeração tem também um efeito lubrificante, razão pela qual, mesmo na rectificação superficial, a sua presença diminui a quantidade de calor gerada.

9.4. Conclusões

1. O valor do fluxo de calor que entra na peça na zona de contacto com a mó é o principal condicionante das temperaturas atingidas. Para igualdade das restantes condições as temperaturas atingidas são proporcionais a este valor, pelo que, sempre que possível, deveremos manter este valor baixo.

2. A condutividade do material a rectificar condiciona significativamente a temperatura máxima atingida. Quanto melhor condutor for o material menor é essa temperatura. Para a maioria dos materiais apenas dispomos deste valor para a temperatura ambiente. Mas a situação mais comum é que a condutividade diminui com a temperatura, pelo que, por esta razão, as temperaturas obtidas na superfície são maiores.
3. A capacidade calorífica é também muito importante. Quanto maior for a capacidade calorífica, menores serão as temperaturas obtidas tanto na superfície como em profundidade. Também para a maioria dos materiais apenas dispomos deste valor para a temperatura ambiente. Mas contrariamente à condutividade, para a generalidade dos materiais, a capacidade calorífica aumenta com a temperatura pelo que as temperaturas obtidas em toda a peça são menores, o que compensa em parte o efeito da condutividade diminuir com a temperatura.
4. Aumentar a velocidade da peça diminuiria drasticamente as temperaturas atingidas. Mas tem como contrapartida, o aumento do fluxo de calor, pelo que as temperaturas atingidas dependem da maneira como o fluxo de calor varia em relação à velocidade da peça. Aumentar a velocidade da peça tem outros inconvenientes, como por exemplo forçar mais as mós e a própria rectificadora. Normalmente (na prática) quando se aumenta a velocidade da peça também se aumenta a velocidade de corte da mó.
5. Quanto maior for a profundidade de corte maiores são as temperaturas atingidas.
6. Uma mó de menor diâmetro produz temperaturas mais baixas.

Capítulo 10

Considerações finais

Capítulo 10

10. Considerações finais

10.1. O “número de Peclet”

10.1.1. Influência de V

10.1.2. Influência de b

10.1.3. Influência de k

10.1.4. Influência de C

10.1.5. Conclusões

10.2. Distribuição do valor do fluxo de calor ao longo do arco de contacto

10.2.1. Situação de base

10.2.2. Curvas de temperaturas obtidas

10.3. Simulação tridimensional

10.3.1. Exemplo de simulação tridimensional

10.3.2. Resultados

Capítulo 10

Considerações finais

10.1. O “número de Peclet”

O “número de Peclet”, Pe , foi definido na equação 3.21 como:

$$Pe = \frac{Vb}{2\alpha} \quad \text{com} \quad \alpha = \frac{k}{\rho C} \quad \text{sendo:}$$

V = Velocidade da peça

b = Semi-comprimento do arco de contacto da mó com a peça

α = Difusividade

k = Condutividade

C = Calor específico.

O valor do “número de Peclet” (o “número de Peclet” é adimensional) condiciona (teoricamente) a validade das equações que estabelecemos no Capítulo 3 para determinação teórica da subida de temperatura em situações de geometria simples. No entanto, o seu valor só por si não determina o valor da subida de temperatura, como facilmente se depreende.

Com efeito, olhando para a expressão do “número de Peclet” vemos que ele aumenta com V e com b . No entanto, verifica-se que, mantendo os restantes termos iguais, um aumento de V diminui o valor da subida de temperatura (o mesmo fluxo de calor tem menos tempo para entrar na peça), ao passo que um aumento de b aumenta o valor da subida de temperatura (o mesmo fluxo de calor tem uma área maior para entrar na peça). Ou seja, os dois termos do numerador da expressão do “número de Peclet” têm, na prática, efeitos opostos.

Analisando o denominador (α) verificamos que, matematicamente, k e C têm efeitos opostos. Mas na prática, um aumento de k diminui o valor da subida de temperatura na superfície da peça, pois o calor escoa-se mais rapidamente para as zonas mais profundas da peça. Também um aumento de C diminui o valor da subida de temperatura, pois tendo o material maior capacidade de armazenamento de calor, as temperaturas atingidas são mais baixas. Então k e C , que matematicamente actuam em sentidos opostos, na prática actuam no mesmo sentido. V , b , e α são independentes.

Na equação (3.22), que reproduzimos a seguir vemos que, para o cálculo teórico do aumento de temperatura na superfície da peça, para além do “número de Peclet” figuram também b e k , invertendo o seu efeito no “número de Peclet”

$$\Delta T_{\max} = \frac{2qb}{k\sqrt{\pi Pe}} \quad (10.1)$$

Para analisar a influência do “número de Peclet” decidiu-se (em rectificação superficial) alterar cada um dos factores que determinam o valor de Pe , alterando também em cada caso o valor do fluxo q na equação (3.22) de modo a manter o valor de ΔT_{\max} e fazer as correspondentes simulações. Os gráficos das figuras 10.1 a 10.4 referem-se à temperatura superficial.

O ponto de partida (situação de base) consiste numa rectificação plana com os seguintes parâmetros:

$$q = 70 \text{ W/mm}^2$$

$$V = 256 \text{ mm/s}$$

$$b = 1 \text{ mm}$$

$$k = 5 \times 10^{-2} \text{ W/mm/}^\circ\text{C}$$

$$\rho = 7,8 \times 10^{-6} \text{ Kg/mm}^3$$

$$C = 500 \text{ J/Kg/}^\circ\text{C}$$

$$Pe = 10$$

10.1.1. Influência de V

Alterando V de 256 para 128 mm/s, Pe passa a valer 5. O fluxo de calor que teoricamente é necessário para produzir a mesma temperatura que a situação de base é de 49,5 W/mm².

A figura 10.1, obtida a partir de simulação numérica mostra a evolução da temperatura ao longo da superfície da peça para a situação denominada base e para o caso descrito. Como se vê as curvas são praticamente coincidentes.

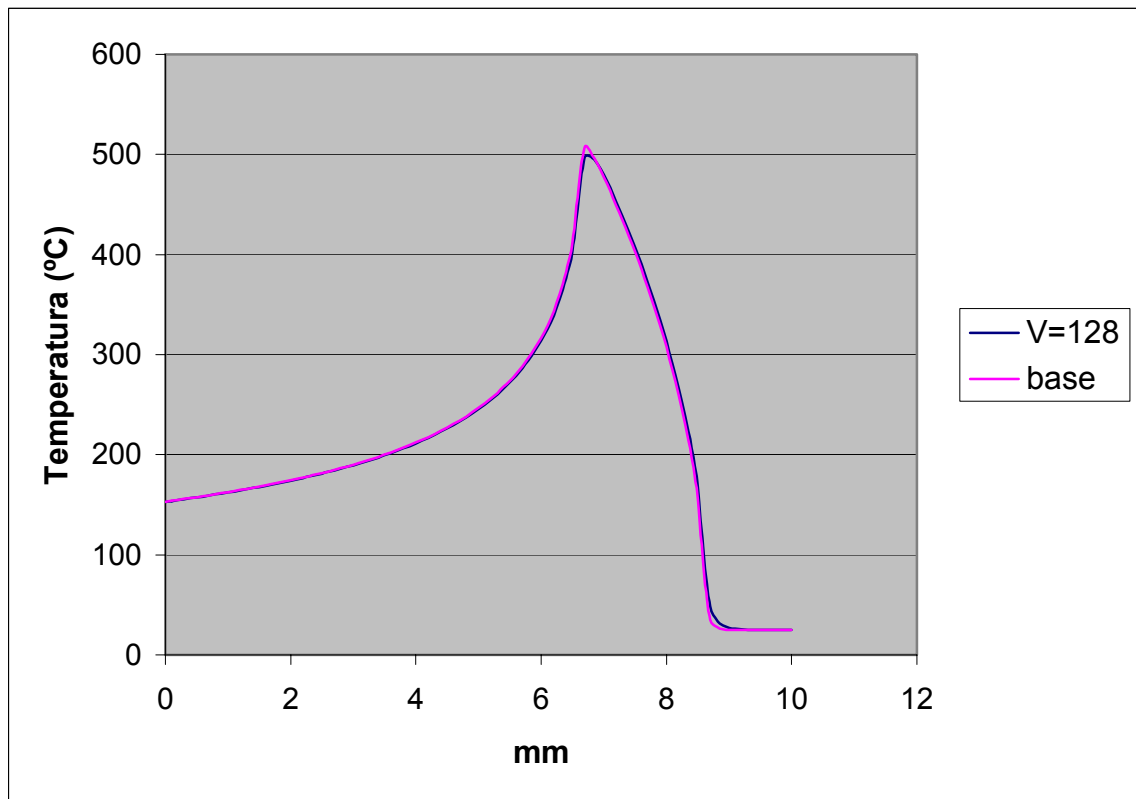


Fig. 10.1 – Comparação da situação de base com a situação $V=128$ mm/s

10.1.2. Influência de b

Alterando b de 1 para 0,5 mm, Pe passa a valer 5. O fluxo de calor, que teoricamente é necessário para produzir a mesma temperatura que a situação de base é de 99 W/mm².

A figura 10.2 mostra a evolução da temperatura ao longo da superfície da peça para a situação denominada base e para o caso em análise.

As curvas são bastante diferentes. A temperatura máxima é atingida num tempo que é praticamente metade do da situação “base” e a descida de temperatura é também mais brusca.

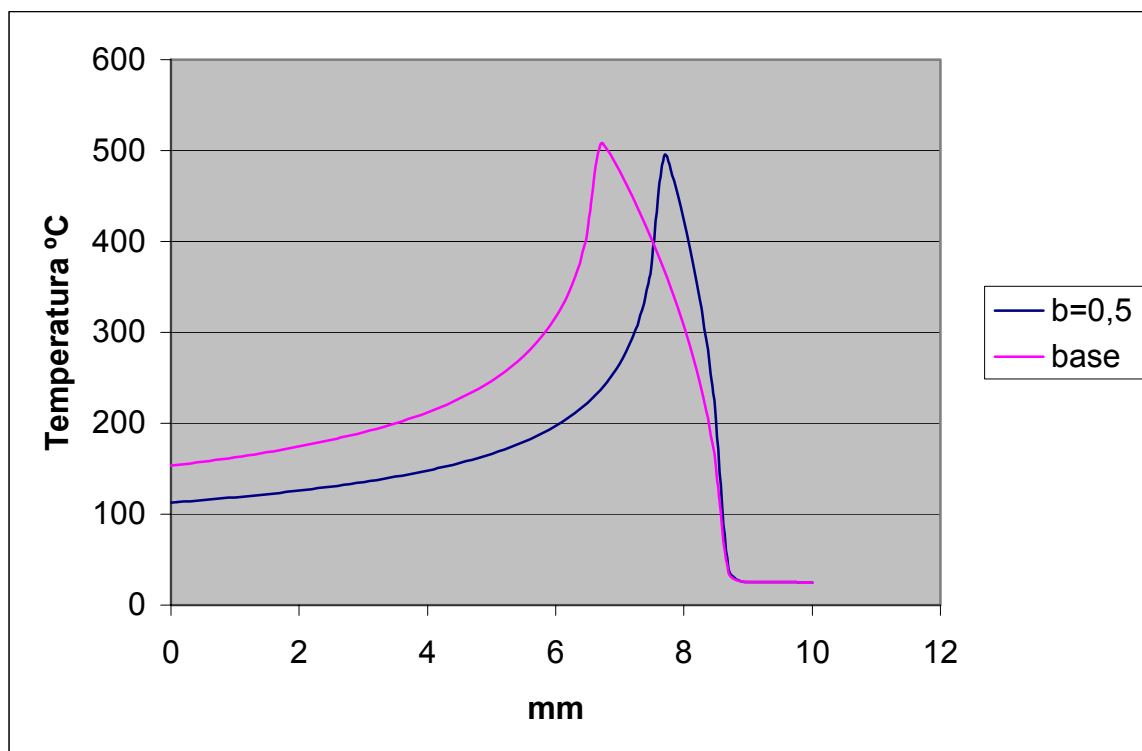


Fig. 10.2 – Comparação da situação de base com a situação $b=0,5$ mm

10.1.3. Influência de k

Alterando k de 5×10^{-2} para $0,1$ W/mm/°C Pe passa a valer 5. O fluxo de calor que teoricamente é necessário para produzir a mesma temperatura que a situação de base é 99 W/mm².

A figura 10.3 mostra a evolução da temperatura ao longo da superfície da peça para a situação denominada base e para o caso em estudo.

Como se vê as curvas são praticamente coincidentes, tal como aconteceu em 10.1.1.

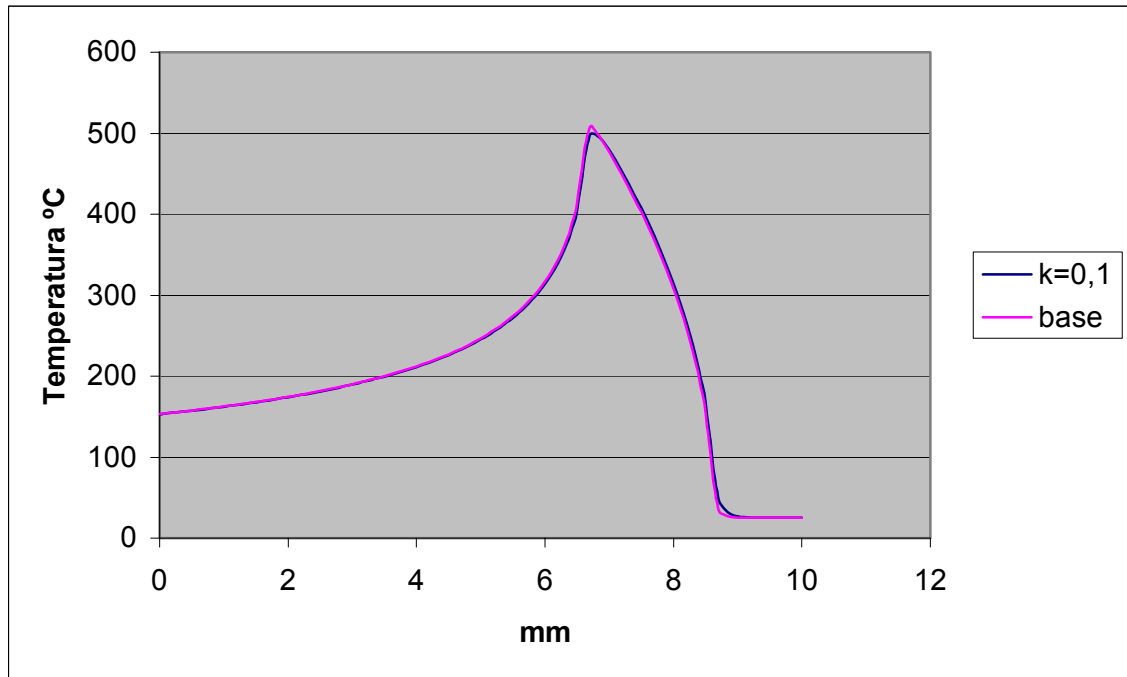


Fig. 10.3 – Comparação da situação de base com a situação $k=0,1$ W/mm/°C

10.1.4. Influência de C

Alterando C de 500 para 250 J/Kg/°C, Pe passa a valer 5. O fluxo de calor que teoricamente é necessário para produzir a mesma temperatura que a situação de base é 49,5 W/mm².

A figura 10.4 mostra a evolução da temperatura ao longo da superfície da peça para a situação denominada base e para $C=250$ J/Kg/°C.

Também neste caso se verifica que as curvas são praticamente coincidentes.

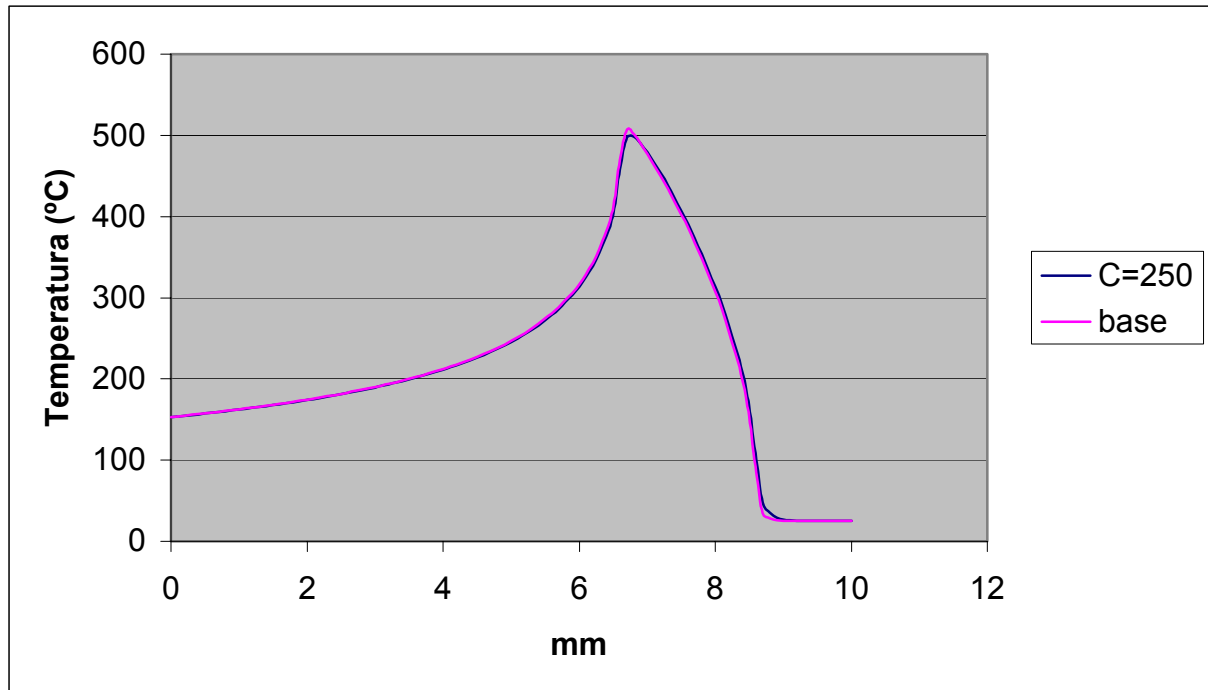


Fig. 10.4 – Comparação da situação de base com a situação $C=250 \text{ J/Kg/}^{\circ}\text{C}$

10.1.5. Conclusões

- Os resultados expostos mostram que a expressão teórica que determina a máxima temperatura obtida é consistente com a simulação numérica.
- A variação do Pe (ou o seu valor) só por si não é determinante da distribuição de temperatura na peça. Dependo do que faz variar Pe .
- De todos os factores que fazem variar o valor de Pe é b (semi-comprimento do arco de contacto mó-peça) o que tem maior importância na distribuição de temperatura.
- Embora as figuras nos mostrem apenas a distribuição superficial verificou-se que as mesmas conclusões são válidas em profundidade.

10.2. Distribuição do valor do fluxo de calor ao longo do arco de contacto

Alguns autores, como se disse na exposição teórica, admitem uma distribuição do fluxo de calor ao longo do arco de contacto de forma triangular como se representa em a na figura 10.1. Outros autores consideram o fluxo uniforme como em b na mesma figura. Embora não tenha sido encontrado na literatura o caso inverso de a (ou seja o caso c da figura 10.1.) vamos também considerá-lo.

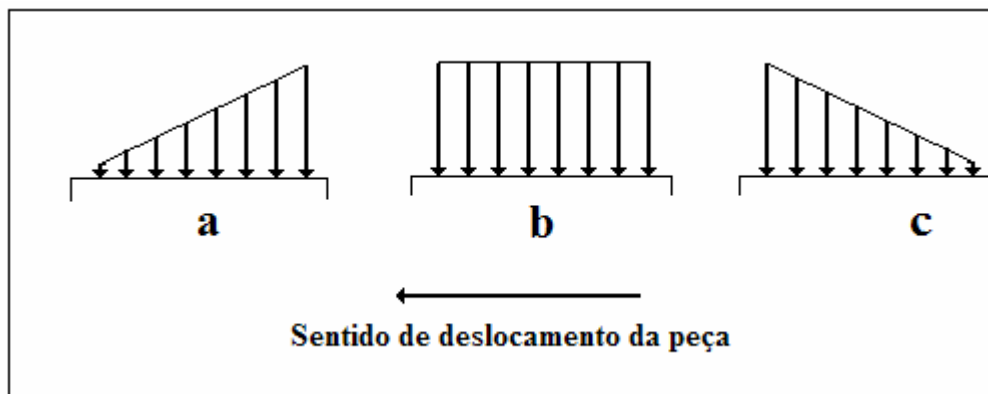


Fig. 10.5. – Três tipos de distribuição do fluxo de calor pelo arco de contacto

10.2.1. Situação de base

A situação de base (ponto de partida) para este estudo é a mesma de 10.1 (podia ser outra qualquer).

Tem-se um arco de contacto de 2 mm ($b=1$) com um fluxo de calor de 70 W/mm^2 . Esta situação de base corresponde na figura 10.5 à parte b.

Para simular as situações das partes a e c da figura 10.5 tem que se ter o cuidado de que, em ambos os casos, a quantidade de calor que entra na peça por unidade de tempo, seja a mesma, isto é, que a área ocupada pelas setas na figura 10.5, seja a mesma para os três casos.

10.2.2. Curvas de temperaturas obtidas

A figura 10.6 mostra as três curvas obtidas nos casos a, b e c.

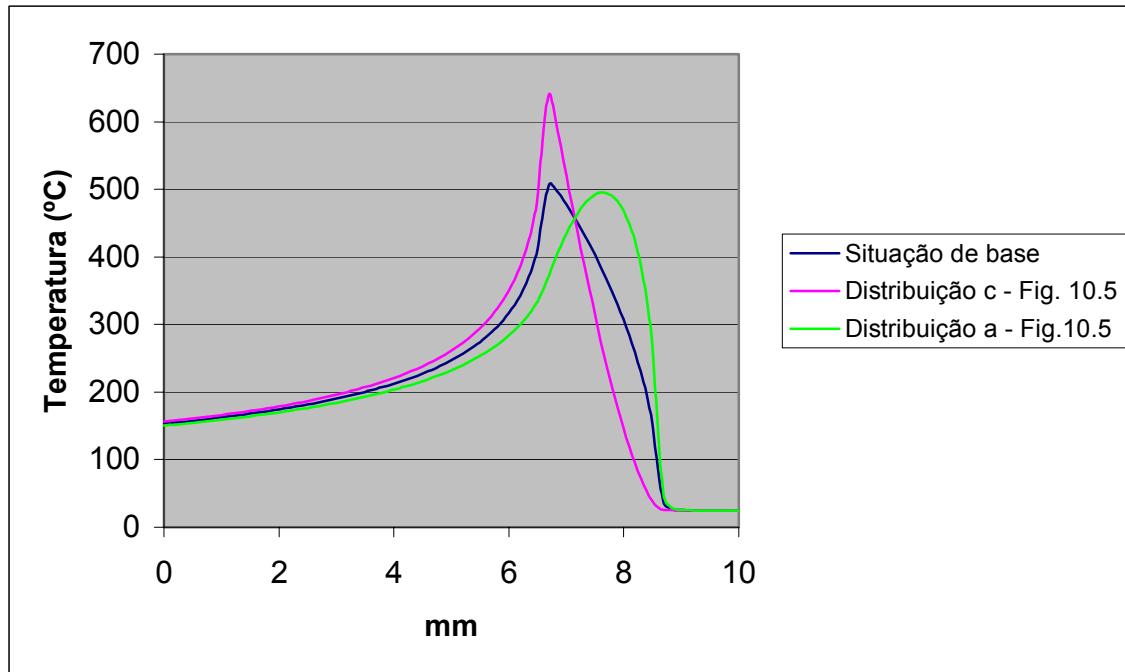


Fig. 10.6 – Curvas de temperatura obtidas com diferentes distribuições de fluxo de acordo com a figura 10.5

A distribuição c (posta aqui apenas por curiosidade) dá um perfil de temperatura que se afasta muito dos obtidos nas nossas experiências, sendo o máximo de temperatura superior relativamente aos casos a e b.

A figura 10.7 compara um caso real (aço F13) com as simulações nas condições da figura 10.5.

De notar que a subida de temperatura é mais importante que a descida, devido a que a subida não é influenciada pela refrigeração, o que acontece com a descida. Assim a curva real aproxima-se mais da simulação com fluxo uniformemente distribuído do que com a simulação com o fluxo de forma triangular da situação a. O caso oposto (fluxo triangular de acordo com a situação c produz temperaturas anormalmente altas).

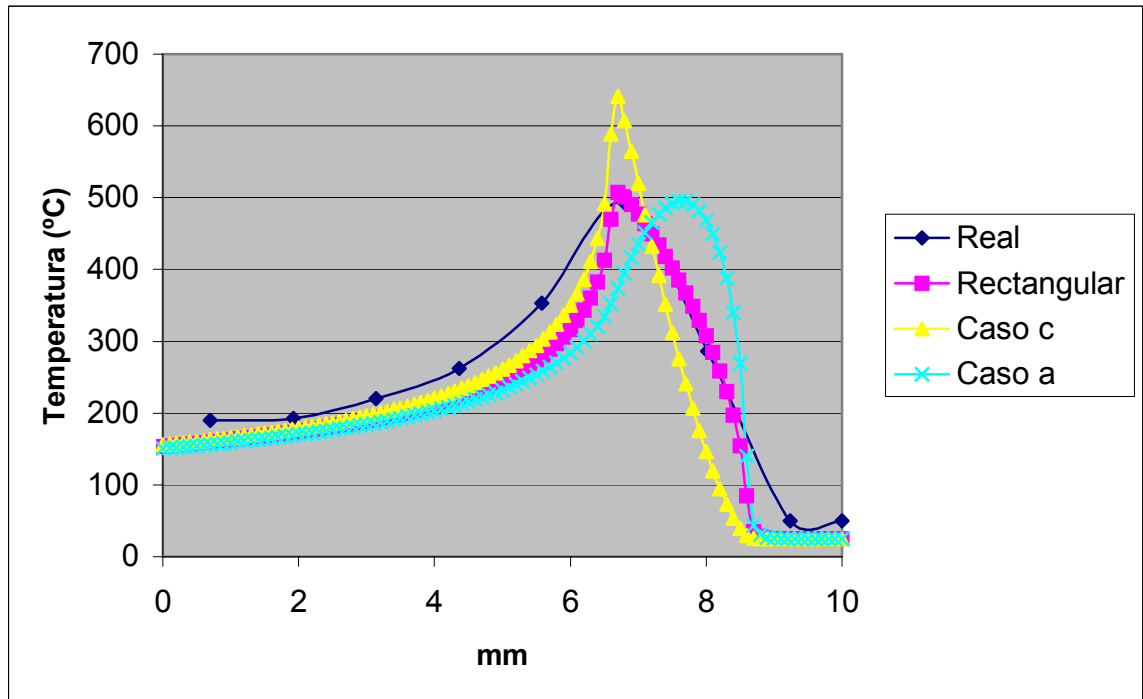


Fig. 10.7 – Comparação de um caso real com as 3 simulações relativas à figura 10.5

Assim, parece que o fluxo de calor deverá ter uma forma aproximadamente rectangular.

10.3. Simulação tridimensional

Na prática, as peças que rectificamos são tridimensionais. As fórmulas teóricas apenas se aplicam a geometrias simples. Mas, uma vez que a simulação produz resultados compatíveis com as fórmulas teóricas para geometrias simples, é de admitir que em geometrias mais ou menos complexas a simulação possa fornecer resultados válidos. Assim, será possível prever qual o ciclo térmico por que vai passar uma dada porção da peça quando da sua rectificação.

Conhecidas as características termodinâmicas do material em questão é preciso saber qual o fluxo de calor que se gera ao rectificar tal material com a mó escolhida. Para isso deve-se levar a cabo experiências com amostras de geometria simples e determinar nesse caso, qual é o fluxo de calor que se gera. Então, na posse destes dados, pode-se fazer a simulação para a forma menos simples (real) da peça que se pretende rectificar.

10.3.1. Exemplo de simulação tridimensional

A título de exemplo mostra-se a seguir a distribuição de temperatura produzida na rectificação de uma peça real. Trata-se de uma rectificação profunda na qual se vai abrir um sulco. Corresponde à situação de produção de um dente numa cremalheira com uma mó, por remoção da zona a amarelo. A forma da peça é a da figura 10.8.

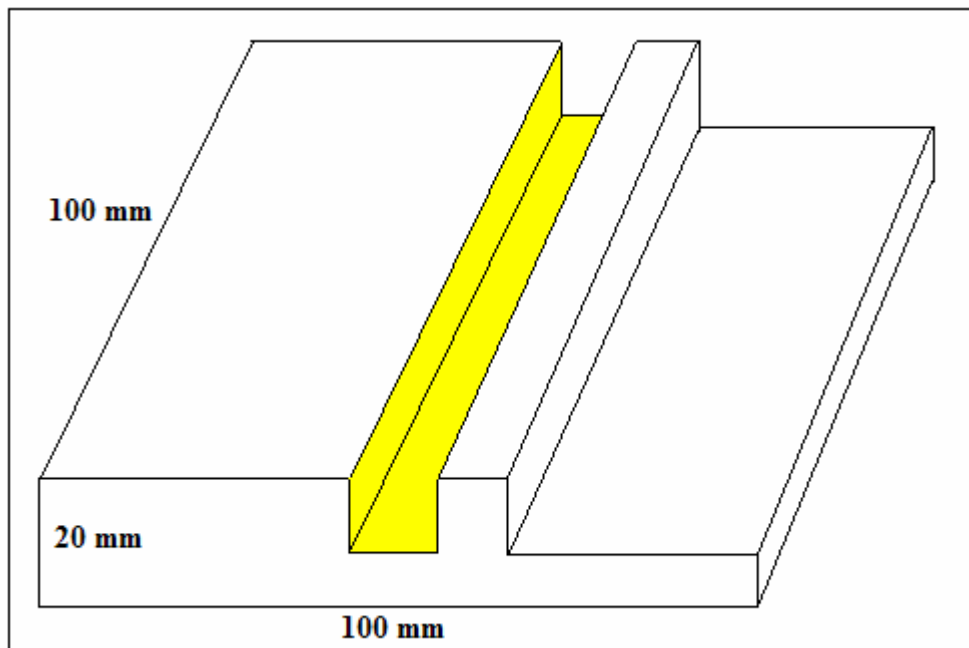


Fig. 10.8 – Peça na qual se vai abrir um rasgo (a amarelo) por rectificação profunda

Para esta simulação considerou-se que o material a rectificar é um aço, e que o fluxo de entrada de calor é de 5W/mm^2 . A velocidade da peça é de 200 mm/min , e não se teve em conta a refrigeração. A peça enquadra-se num paralelepípedo de $100 \times 100 \times 20\text{ mm}$.

10.3.2. Resultados

A simulação mostra que a distribuição de temperaturas é assimétrica, como seria de esperar, dado que, na abertura do rasgo, a parede esquerda tem mais espessura que a parede direita, gerando-se aí temperaturas mais elevadas, como se pode ver na figura 10.9, que mostra a distribuição da temperatura no decurso da abertura do rasgo. A zona

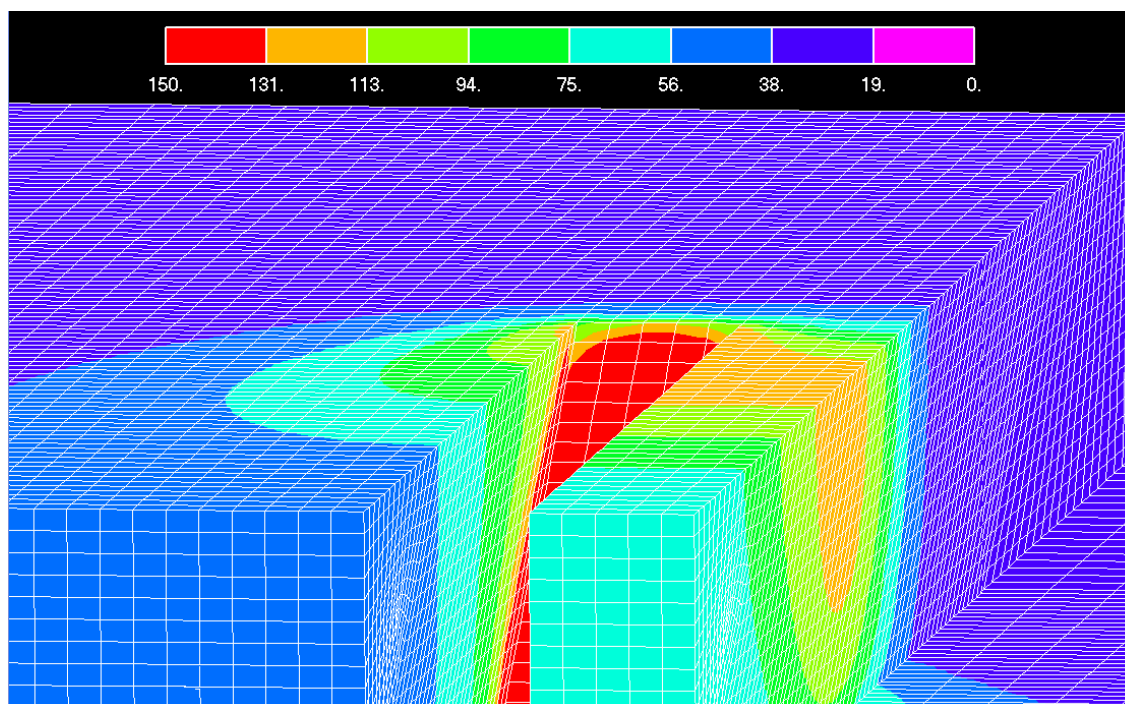


Fig. 10.9 – Distribuição de temperaturas na peça (limitada a 150°C)

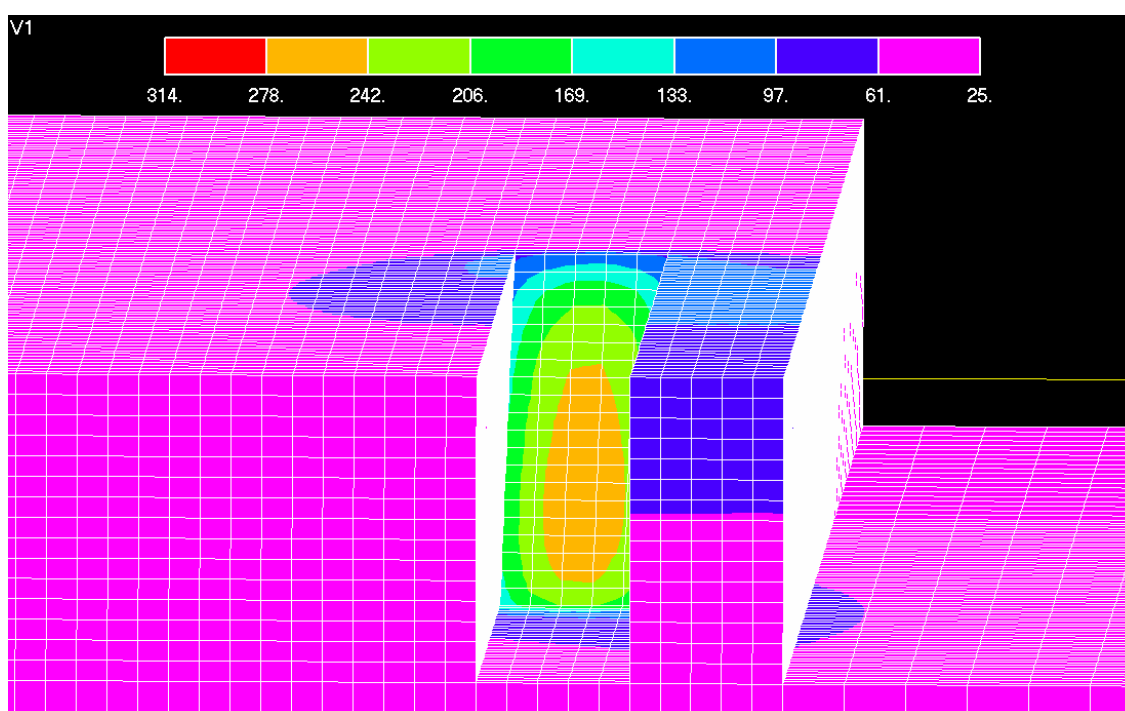


Fig. 10.10 – Distribuição de temperaturas na peça

onde se geram maiores temperaturas fica aproximadamente no meio do caminho percorrido pela mó, como mostra a figura 10.10, mas essa zona não vai fazer parte da peça final. A escala de temperaturas na figura 10.9 foi limitada a 150 °C para melhor definição das temperaturas geradas na parte lateral. Nessa figura a zona a vermelho corresponde a temperaturas superiores a 150°C.

10.3.3. Conclusões

A principal conclusão que se tira desta simulação é que a distribuição de temperatura em rectificação profunda depende, entre outros parâmetros da forma da peça e da geometria a gerar.

Capítulo 11

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Capítulo 11

11. Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

11.1. Influência do tipo de material

11.2. Influência da geometria da peça

11.3. Actuações possíveis em face de dano térmico

11.3.1. Diminuição da profundidade de corte

11.3.2. Mudar o tipo de mó

11.3.3. Aumentar o caudal de refrigeração – lubrificação

11.3.4. Mudar o tipo de líquido de refrigeração – lubrificação

11.3.5. Alteração da velocidade da peça e da velocidade de corte

11.4. Sugestões para trabalhos futuros

Capítulo 11

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

O processo de rectificação, envolvendo grandes quantidades de energia por unidade de volume de material arrancado relativamente a outros processos de conformação de materiais gera na peça altas temperaturas que podem ser extremamente prejudiciais, levando a alterar as características mecânicas da sua superfície. Os efeitos podem ser imediatos ou só se manifestarem após um certo período de funcionamento da peça (fadiga). As zonas danificadas localizam-se fundamentalmente na superfície, e o dano depende do tipo de material a ser rectificado, do tipo de mó e das condições operatórias.

11.1. Influência do tipo de material

Um dado material pode ser propenso ao dano térmico por duas razões:

1. O material pode sofrer alterações estruturais a baixas temperaturas.
2. O material pode ter tendência a gerar altas temperaturas quando é rectificado.

Deve-se notar que estas duas situações podem ocorrer simultaneamente.

Materiais duros e tenazes, (grande fluxo de calor a entrar na peça), com baixa condutividade calorífica, (manutenção do calor na superfície da peça) e baixo calor específico (a mesma quantidade de calor produz maiores temperaturas), são propensos a gerar altas temperaturas quando da sua rectificação.

11.2. Influência da geometria da peça

Como se viu no Capítulo 10, a rectificação de zonas de pequena espessura conduz a temperaturas mais elevadas do que a rectificação de zonas espessas. Deve-se ainda ter em atenção que certas geometrias são de mais difícil refrigeração, e que esta é fundamental para manter a peça no seu todo a baixa temperatura. Na rectificação

profunda, como já se disse, a refrigeração é indispensável para se poder executar a operação em condições tecnologicamente aceitáveis.

11.3. Actuações possíveis em face de dano térmico

É sempre possível diminuir as temperaturas geradas, mesmo admitindo que não se pode mudar o material a rectificar nem a sua forma. Cada tipo de actuação tem, no entanto, contrapartidas que vamos analisar seguidamente.

11.3.1. Diminuição da profundidade de corte

É extremamente eficaz, pois normalmente diminui o valor do fluxo térmico e diminui sempre o comprimento do arco de contacto. A principal contrapartida é a diminuição da produtividade, pois para arrancar a mesma quantidade de material a mó tem que efectuar mais passagens sobre a peça.

11.3.2. Mudar o tipo de mó

As mós de diamante, e sobretudo as mós de nitrêto de boro cúbico introduzem menos calor na peça. São, no entanto mais caras, mas podem ser mais convenientes do ponto de vista económico. Depende do tamanho da série de peças a produzir. Grandes séries são adequadas a mós de diamante e de nitrêto de boro cúbico.

11.3.3. Aumentar o caudal de refrigeração – lubrificação

É, normalmente, a primeira actuação que se toma. É barata mas pode ser, dependendo das condições concretas, totalmente ineficaz. Na rectificação superficial influi pouco na temperatura máxima atingida, actuando fundamentalmente na maneira como a temperatura desce após passagem da mó. Na rectificação profunda influi também na temperatura máxima atingida (ver ponto 9.1), devendo neste caso ser particularmente abundante.

11.3.4. Mudar o tipo de líquido de refrigeração – lubrificação

Um óleo de corte lubrificante gera menos calor que um óleo solúvel à base de água. Tem, no entanto, os seguintes inconvenientes:

- Refrigera menos a peça no seu todo pelo que há que ter em conta os aspectos dimensionais da peça (função da temperatura).
- Alguns óleos lubrificantes são combustíveis.
- Alguns óleos lubrificantes são incompatíveis com certos tipos de mó.

11.3.5. Alteração da velocidade da peça e da velocidade de corte

A velocidade da peça e a velocidade de corte têm em cada caso valores óptimos. Na rectificação superficial e na rectificação profunda convencional (creep feed grinding) a velocidade de corte tem pouca influência na temperatura. Na rectificação profunda de alta eficiência (high efficiency deep grinding) a velocidade de corte tem que ser sempre elevada (da ordem dos 100 m/s ou superior). Quanto à velocidade da peça, na rectificação convencional há um valor óptimo para cada caso. Velocidades muito altas ou muito baixas produzem altas temperaturas, mas há uma zona larga de velocidades intermédias onde a temperatura varia pouco com a velocidade da peça. Na rectificação profunda convencional quanto menor for a velocidade da peça menores serão as temperaturas obtidas. Na rectificação profunda de alta eficiência há, em cada caso, uma velocidade óptima.

Resumindo, estes dois parâmetros só deverão ser alterados se se estiver a trabalhar fora das gamas normais, que têm uma amplitude razoável.

11.4. Sugestões para trabalhos futuros

A simulação pode, em certa medida, dar respostas a todas as situações desde que se saibam os valores de fluxo de calor que entra na peça, a sua distribuição, e quais os efeitos da refrigeração. Ora estes valores só se podem saber com alguma certeza através da via experimental. No presente trabalho, devido a não se dispor de rectificadoras adequadas, a parte da rectificação profunda tem pouca ou nenhuma validação experimental. Nomeadamente, a parte experimental da rectificação profunda de alto rendimento não existe. Deste modo as sugestões para trabalhos futuros são as seguintes:

- Realização de experiências na rectificação profunda convencional a várias velocidades de peça, para o que é necessário construir um mecanismo que, acoplado à mesa da rectificadora, permita obter as velocidades da peça que se pretendem.
- Realização de experiências em rectificação profunda de alta eficiência, para o que se necessita de uma nova rectificadora apropriada a este tipo de rectificação.
- Determinação da distribuição do fluxo de calor, não só em função do comprimento do arco de contacto, como também ao longo da sua largura na rectificação profunda com mós de forma (não planas).
- Nos módulos de simulação numérica, incluir a introdução do fluxo de calor, por intermédio da inclusão de módulos de desgaste e não por imposição (tentativa-erro).
- Analisar os efeitos de fadiga térmica (para vários tipos de material).
- Utilizar na simulação modelos de desgaste de modo a que o calor gerado no processo seja também aproximado.
- Para a rectificação profunda simular o arranque de material.

Referências Bibliográficas

AGUIRRE-RAMIREZ, G.; ODEN, J.T. – Finite Element Techcnique Applied to Heat Conduction in Solids with Temperature Dependent Thermal Conduitivity, Int. J. Meth. Engng Vol. 7, 1973, pp. 345-355.

ALVES DE SOUSA, R.J.; NATAL JORGE, R.M.; FONTES VALENTE, R.A.; CÉSAR DE SÁ, J.M.A. – "A new volumetric and shear locking-free 3D enhanced strain element", Engineering Computations, Vol.20, pp.896-925, 2003.

American National Standards ANSI B 74-12 –1976.

American National Standards ANSI B74-13 –1982

ANDREWS, C.; HOWES, T.; PEARCE T. – Creep-feed Grinding, Rinehart and Winston, 1985.

AVIENT, B.W.E.; WILMAN, H. – New Features at the Abrasion Process Shown by Soft Metals; the Nature of Mechanical Polishing. Br. J Appl. Phys.,13 (1962) p 521.

AVIENT, B.W.E.; GODDARD, J. ;WILMAN, H. – Proc. R. Soc. London, Ser. A, 258 (1960) p 159.

BAKER, A.J. – Finite Element Computational Fluid Mechanics, McGraw-Hill Book Company (UK) Ltd 1985.

Ball Mill Test for Froability of Abrasive Grain – American National Standard B7418-1965.

BATHE, K.I. – Finite Element Procedures in Engeneering Analisis, Prentice Hall, inc New Jersey, 1996.

BETTENCOURT, J.M.; ZIENKIEWICZ, D.C.; CANTIN, G. – Consistent use of Finite Elements in Time and Performance of Various Recurrence Schemes for the Heat Diffusion Equation, Int. J. Meth. Engng., Vol. 17, 1981, pp. 931-938.

BLOK, H.A. – Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions, Proc. General Discussion on Lubrication and Lubricants, I.Mech.E., London, (1937), 222-235.

BOËR, C.R.; REBELO, N.; RYDSTAD, H.; SCHRÖDER, G. – Process Modelling of Metal Forming and Thermomechanical Treatment, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York-Tokyo, 1986

BOLEY, .B.A.; WEINE, J.H. – Theory of Thermal Stress, John Wiley and Sons, Inc., U.S.A. 1960.

BRANDIN, H. – Pendelscheiben und Tiefschleifen – Vergleichende Untersuchungen, beim Schleifen von Rechteckprofilen, Dissertação TU Braunschweig, Germany, 1978.

BUNDY, F.P.; HALL, H.T.; STRONG, H.M.; WENTORF, R.F. – Man-made Diamonds, Nature, 176, 1955, p 55.

CADWELL, D.E.; DEWELL, E.J. – Evaluating Resistance of Abrasive Grits Comminution, Amer. Ceram. Soc. Bull. 39, 1960, p. 663.

CARDONA, A.; IDELSOHN, S. – Solution of Non-Linear Thermal Transient Problems by a Reduction Method, Int. J. Meth. Engng Vol. 23, 1986, pp. 1023-1042.

CARSLAW, H.; JAEGER, J.C. – Conduction of Heat in Solids, Oxford Science Publications, Oxford University Press, 1959.

CESAR DE SÁ, J.M.A. – Numerical Modelling of Incompressible Problems in Glass Forming and Rubber Technology, Ph D. Thesis, University College, Swansea, 1986.

CÉSAR DE SÁ, J.M.A.; NATAL JORGE, R.M.; VALENTE, R.A.F.; AREIAS, P.M.A. – "Development of shear locking-free shell elements using an enhanced assumed strain formulation", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.53, pp.1721-1750, 2002.

CHOI, H.Z. – Beitrag zur Ursachenanalyse der Randzonenbeeinflussung beim Schleifen, Dissertatiobn,. Hanover University, Germany, 1986.

COOK, R.D. – Concepts and Applications of Finite Elements Anaslisys, 2^a ed., – John Wiley & Sons, Inc, NY 1981.

COSTA E SILVA, C.M.D.A. – Simulação de Processos de Conformação de Vidro e Cálculo de Tensões Térmicas; Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, apresentada à Universidade do Porto, 1999.

DAMJANIC, F.; OWEN, D.R.J – Practical Considerations for Thermal Transient Finite Elements Analisys using Isoparametrics Elements, Nuclear Engng. Design, Vol. 69, 1982 pp. 109-126.

DAMJANIC, F.B. – Reinforced Concrete Failure Prediction Under Both Static and Transient Conditions, Ph Thesis, University College ,Swansea 1983.

DANTZIG, J.A. – Thermal Stress Development in Metal Casting Process, Met. Sci. Tech.. Vol 7 (3) 1989, pp 133-178.

DHONT, G. – The Finite Element Method for Three-Dimensional Thermomechanical Applications; John Wiley & Sons, LTD, England, 2004.

DAWSON, R.; MALKIN, S. – Inclined moving heat source model for calculating metal cutting temperature, ASME Jounal of Engineering for Industry 106 (1984) 179-186.

DONER, J. – On the Accuracy of Finite Element Solutions to the Transient Heat Condition Equation, Int. J. Num. Meth. Engng. Vol 8, 1974, pp. 103-110.

DORAZIL, E. – High Strength Ductile Iron, Ellis Horwood Series in Metals and Associated Materials, 1991.

GERREKENS, P.; HOOGE, M.; LASCHET, G. – Appropriate Finite Element Techniques for Heat Transfer Problems with High Gradients and Ablation, Num. Meth. In Thermal Problems Conf. Proc. , Vol 2, pp. 168-179, Pineridge Press, Swansea, Wales, 1981.

GILTROW, J.P. – A Relationship Between Abrasive Wear and the Cohesive Energy of Materials. Wear, 15 (1970) p.71.

HABRAKEN ANNE- MARIE – Contribution à la Modélisation du Formage des Metaux par la Methode des Elements Finis, Thèse Defendue pour L'obtention du grade de Docteur en Sciences Appliquées de l'Université de Liège, Collection des Publications n° 124 de la Faculté des Sciences Appliquées de l'Université de Liège (Belgique), 1990.

HINTON, E.; OWEN, D.R.J. – Finite Elements Programming, Academic Press Inc Ltd (London), 1977.

HOGGE, M.A. – Secant Versus Tangent Methods in Nonlinear Heat Transfer Analysis, Int. J. Meth. Engng Vol. 16, 1980, pp. 51-64.

HOKKIRIGAWA, K. – Advanced Technics for In-Situ Observations of Microscopic Wear Processes, in Process. Surface Modification Technics VIII T.S. Sudarshan and M. Jeandin (eds.), The Institute of Materials, London, (1995), pp 93-105.

HOKKIRIGAWA, K.; KATO, K. – An Experimental and Theoretical Investigation of Ploughing, Cutting and Wedge Formation During Abrasive Wear. *Tribology International*, 21(1988) 51-57.

HUGUES, T.J.R. – Unconditionally Stable Algorithms for Nonlinear Heat Conduction, *Comp. Meth. Appl. Mech. Engng.*, Vol 10, 1977 pp 135-139.

INCROPERA, F.P.; WITT, D.P. – Fundamentals of Heat and Mass Transfer, John Wiley and Sons, Inc. 1990.

IRONS, B.M. – A Frontal Solution Program for the Finite Elements Analysis, *Int.J. Num. Meth. Engng*, Vol. 2, pp. 5-32 1970.

IRONS, B.M.; AHMAD, S. – Techniques of Finite Element, Ellis Horwood Ltd, 1980.

JAEGER, J.C. – Moving sources of heat and the temperature of sliding contacts, (1942), *Proc. R. Soc. NSW*, 76, 203-224.

JIN, T.; ROWE, W.B.; McCORMAC, D. – Temperatures in Deep Grinding of Finite Workpieces, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, (2002), pp 53-59.

JIN, T.; CAI, G.Q. – Heat Transfer of High Efficiency Deep Grinding, in: *Proc. Autumn Symposium of Korean Society of Precision Engineering*, Seoul, Korea, 1998, pp. 582-585.

JIN, T.; CAI, G.Q. – Analytical Thermal Models of Oblique Moving Heat Source Plane for Deep Grinding and Cutting, *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124 (2001).

JIN, T.; CAI, G.Q. – Study on Heat Transfer of Super-High Speed Grinding: Energy Partition to Workpiece in HEDG, in: *AFDMAE99 – Proc. Int. Symposium on Advanced Forming and Die Manufacturing Technology*, Pusan, Korea, 1999, pp. 285-290.

KARDESTUNCER, A.E.; NORRIE, D.H. – Finit Elements Handbook, McGraw-Hill Book Company, 1988.

KOHLER, W.; PITTR, J. – Calculation of Transient Temperature Fields whit Finite Elements in Space and Time Dimentions, Int. J. Meth. Engng. Vol 8, 1974 pp. 625-631.

KRUSCHOV, M.M.; - Proc. Conf. On Lubrication and Wear, 1957, Istitution of Mechanical Engineers, London, 1957, p. 655.

KUHLMANN-WILSDORF, D. – Temperatures at interfacial contact spots: dependence on velocity and on role reversal of two materials in sliding contact, ASME J. Tribol. (1987), 109, pp 321-329.

LARSEN-BADSE, J. – Influence of the Grit Diameter and Specimen Sise on Wear Durindg Slide Abrasion. Wear, 12 (1968) pp. 35-53.

LEE, D.G. – An experimental study of thermal aspects of grinding, Dissertação, Universidade de Cincinatti, OH, USA, 1971.

LEWIS, R. W. ; ROBERTS, P. M. – Finite Elements Simulation of Solidification Problems, Aplied Scientific Research, Vol 44, 1987, pp. 61-92.

LYNESS, J.F.; OWEN, D.R.J. ; ZIENKIEWJCZ, O.C. – The Finite Element Analisys of Engeneering Systems Governed by a Non-linear Quasi-Harmonic Equation, Computers and Structures, Vol 5, 1975, pp. 65-79.

MADUREIRA, M.L.R. – Estudo do Erro e Processos Adaptativos em Problemas de Enformação pelo Método dos Elementos Finitos, Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1996.

MALKIN, S. – The attritious and fracture wear of grinding wheels, Dissertação, Massachussets Institute of Tecnology, Boston, MA, USA, 1971.

MALKIN, S.; ANDESSON, R.B. – Thermal Aspects of grinding, Part 1 – Energy Partitioning, Trans. ASME, J. Engng. Ind. 96, (1974) pp 1177-1183.

MALKIN, S. – Grinding Technology, Society of Manufacturing Engineers, 1989.

MERCHANT, M.E. – Mechanics of the Metal Cutting Process. J. of Appl. Phys. (USA) (1945).

MONTEIRO FERNANDES, J.L. – Aplicação do Método dos Elementos Finitos de Fronteira a Problemas de Condução de Calor, Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Instituto Superior Técnico, Lisboa, 1986.

MOORE, M.A. – Abrasive Wear in Fundamentals of Friction and Wear, D.A. Rigney (ed.), ASM. Metals Park, Ohio, 1980, pp. 73-118.

MULHEARN, T.O. ; SAMUELS, L.E. – The Abrasion of Metals: A model of the process. Wear 5 (1962) , pp. 478-498.

NATHAN, G.K. ; JONES, J.D. – The Empirical Relationship Between Abrasive Wear and Applied Conditions. Wear 9, 1966, pp300-309

O'DONOVAN, K.H. – Synthetic Diamond- Annals of the CIRP, 24/1, 1975, p 265.

ORIVUORI, S. – Efficient Method for Solution of Nonlinear Heat Conduction Problems, Int. J. Meth. Engng., Vol 14, 1979, pp. 1461-1476.

OWEN, D.R.J.; DAMJANIC, F. – The Stability of Numerical Time Integration Techniques for Transient Thermal Problems with special reference to Reduced Integration Effects, Num. Meth. In Thermal Problems Conf. Proc., Vol. 2, pp 287-505, Pineridge Press, Swansea, Wales, 1981.

OWEN, D.R.J.; DAMJANIC, F. – Reduced Numerical Integration of Thermal Transient Finite Element Analysis, Comput. Struct., Vol. 17 1983 pp 261-276.

OZISIK, M.N. – Basic Heat Transfer, McGraw-Hill Book Company (UK) Ltd 1977, 1968.

RABINOWICS, E. – Friction and Wear of Engineering Materials. John Wiley, New York, 1965.

RABINOWICS,E.; DUNN, L.A.; RUSSEL, P.G. – A study of abrasive wear under three body conditions. Wear 4, (1961), 345-355.

REDDY, J. N. – Applied Functional Analysis and Variational Methods in Engineering McGraw-Hill Book Company ,1986.

RICHARDSON, R.C.D. – The Maximum Hardnes of Strained Surfaces and Abrasive Wear of Metals and Alloys, Wear 10 (1967), 353-382.

RODIC, T. – Numerical Analisys of Thermomechanical Processes During Deformations of Metals at High Temperatures, Ph D Thesis, University College, Swansea 1989.

ROWE, W.B. – Temperature case studies in grinding including an inclined heat source model, Proc. Inst. Mechanical Engineers, Part B: Joumal of Engineering Manufacture (2001).

ROWE, W.B. – Thermal Analysis of High Efficiency Deep Grinding, Int. J. Machine Tools and Manufacture, 41 (1) (2001) 419.

ROWE, W.B. – Thermal Damage in Grinding and Improvements In Efficiency, in: Proc. Inst. of Materiais Seminar on High Speed Grinding, Crakfield University, UK, June 21, 2000.

ROWE, W.B.; JIN, T. – Temperatures in High Efficiency Deep Grinding (HEDG), Annals of CIRP 50(1) (2001).

SATO, K.; – Grinding. Temperature, Bull Lapan Soc. Grind. Engin., 1961.

SEDRIKS, A.J.; MULHEARN, T.O. – Mechanics of Cutting and Rubbing in Simulated Abrasive Processes. Wear 6 (1963), pp 457-466.

SEDRIKS, A.J.; MULHEARN, T.O. – The Effect of Work-Hardenning on the Mechanics of Cutting in Simulated Abrasive Processes. Wear 7 (1964), pp 451-459.

SEGAL, A.; PRAAGMAN, N. – A Fast Implementation of Explicit Time-Stepping Algorithms, with the Finite Element Methods for a Class of Non-Linear, Evolution Problems, Int. J. Meth. Engng Vol. 23, 1986, pp. 155-168.

SIMO, J.C.; HUGHES, T.J.R. – Computational Inelasticity, Springer Verlag, New York, 1998.

SIMO, J.C.; RIFAI, M.S. – A Class of Mixed Assumed Strain Methods and the Method of Incompatible Modules, Int. Jour. Num. Meth. Eng., Vol. 29, pg. 1595-1630. 1990

SIN, H.; SAKA, N.; SUH, N.P. – Abrasive Wear Mechanics and the Grit Size Effect. Wear, 55 (1979), pp 163-190.

SONG, R. – Modelisation Numérique de la Solidification et du Refroidissement Lors d'un Procédé de Fonderie, Thèse Présentée pour l'obtention du grade de Docteur de L'UTC, Université Technologique de Compiègne, 1990.

SOUSA, M.P.A.C. – Modelação Termomecânica de Processos de Enformação Plástica por Formulações Mistas. Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1993.

SPURR, R. T.; NEWCOMB, T. P. – Proc. Conf. On Lubrication and Wear, 1957, Institution of Mechanical Engineers, London, 1957, p. 655.

SPURR, R.T. – The Ploughing Contribution to Friction. Br. J. Appl. Phys. 7 (1956) 260.

SPURR, R.T. – The Abrasive Wear of Metals, *Wear* 65 (1980) 315.

STELZER, J.F. – Time Step Width and Mesh Width in Transient Temperature Analysis With Finite Elements, *Num. Meth. In Thermal Problems Conf. Proc.* , Vol 2, pp. 636-653, Pineridge Press, Swansea, Wales, 1981.

STROUD, M.F.; WILMAN, H.; . – The Proportion of the Groove Volume Removed as Wear in Abrasion of Metals. *Br. J Appl. Phys.*,13 (1962), pp 173-178.

STROUD, M.F.; WILMAN, H.; . – The Effects of Brittle Fracture on the Wear and Friction of Metals During Abrasion, in particular of Antimony and Bismuth. *Br. J Appl. Phys.*,14 (1963) 381.

TAWAKOLI, T. – High Efficiency Deep Grinding, VDI-Verlag and Mechanical Engineering Publications, 1993.

VALENTE, R.A.F.; ALVES DE SOUSA, R.J.; NATAL JORGE, R.M. – "An enhanced strain 3D element for large deformation elastoplastic thin-shell applications", *Computational Mechanics*, Vol.34, pp.38-52, 2004.

VILA REAL, P. M. M. – Modelação por Elementos Finitos do Comportamento Térmico e Termo-Elástico de Sólidos Sujeitos a Elevados Gradientes Térmicos, Tese de Mestrado em Engenharia Estrutural, apresentada à Universidade do Porto, 1988.

VILA REAL, P. M. M. – Modelação por Elementos Finitos da Solidificação e do Comportamento Termo-Mecânico de Peças Vazadas em Moldações Metálicas, Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica. Apresentada à Universidade do Porto, 1993.

VILA REAL, P. M. M.; OLIVEIRA, C.M. – Modelação por Elementos Finitos do Escoamento de um Fluido Viscoso e incompressível em Condições de Convecção Natural, IV Encontro Nacional de Mecânica Computacional, Lisboa, 10-12 Abril 1995

VILA REAL, P. M. M.; OLIVEIRA, C.M. – Modelação por Elementos Finitos do Comportamento Térmico de Perfis Metálicos Sujeitos a Acção do Fogo, V Encontro Nacional de Mecânica Computacional, Universidade do Minho, 20-22 de Outubro de 1997

WENTORF, R.H. – Syntesis of Cubic Form of Boron Nitride, J. Chem. Phys., 34, 1961, p.809.

WILMAN, H. – Abrasion and Surface Structure. Wear 14 (1969) pp 249-254.

WOOD, W.L. – Control of Crank-Nicolson Noise in the Numerical Solution of the Heat Conduction Equation, Int. J. Num.Meth. Engng Vol. 11, 1977, pp. 1050-1065.

WOOD, W.L.; LEWIS, R.W. – A Comparison of Time Marching Schemes for the Transient Heat Conduction Equation , Int. J. Num.Meth. Engng.,Vol 9 1975 pp. 679-689.

WRINGGERS, P. – Computational Contact Mechanics, John Wiley & Sons, LTD, England, 2002.

XIE, Y. BUSHAM, B. – Effects of particle size, polishing pad and contact pressure in free abrasive polishing. Wear, 200, (1996), 285-295.

ZIENKIEWICZ O.C.; MORGAN, K. – Finite Elements and Approximation, John Wiley & Sons, Inc. U.S.A., 1983 .

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L. – The Finite Elements,Method McGraw-Hill Book Company (UK) Ltd, 2000.

ZIENKIEWJCZ, O. C.; PAREKH, C.J. – Transient Field Problems: Tho-Dimensional and Tree-Dimensional Analisys by Isoparametric Finite Elements. Int. J. Meth. Engng Vol 2, pp. 61-71, 1970.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.; BATHURST, J. O. W. – “Mixed and irreducible formulation in finite element analysis”, Hybrid and Mixed Finite Element Methods, Wiley pag. 405-431, 1993.

ZUM-GAHR, K. H. – Microstructure and Wear of Materials. Elsevier, Amsterdam 1987. pp 111-112

ZUM-GAHR, K. H. – Modelling of Two-Body Abrasive Wear. Wear, 124, (1988).

ZUM-GAHR, K. H. – Wear by Hard Particles, New Directions in Tribology, London (1997), pp 483-492